



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ENERGETICKÝ ÚSTAV

ENERGY INSTITUTE

**KRITICKÉ TEPELNÉ TOKY NA HLADKÝCH A
UPRAVENÝCH POVRŠÍCH**

CRITICAL HEAT FLUX ON SMOOTH AND MODIFIED SURFACES

DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Ladislav Suk

ŠKOLITEL

SUPERVISOR

doc. Ing. Jan Fiedler, Dr.

BRNO 2020

Abstrakt

Tato práce se zabývá problematikou kritických tepelných toků (KTT) na technicky hladkých a upravených površích při nízkých tlacích. Teoretická část uvádí základní pojmy dvoufázového proudění a rozbor dosavadních prací o vlivu povrchu na KTT.

V hlavní části práce je popsáno vybudované experimentální zařízení pro výzkum KTT při nízkých tlacích 100 -1500 kPa (1-15 bara) s vertikální mezikruhovou testovací sekcí. Mezikruží je tvořeno venkovní skleněnou trubicou s vnitřním průměrem 14,8mm a vnitřní trubicou z Inconelu™ 625 / Optimized ZIRLO™ o vnějším průměru 9,14mm a vytápěnou délkou 380/365mm.

Experimentální část se zabývá přesností měření, metodikou testování a interpretací výsledků. Experimenty KTT na hladkém povrchu byly provedeny na tlakových hladinách 120 kPa, 200 kPa a 300 kPa, při vstupní teplotě 64,78,91°C a při hmotnostních tocích 400, 500, 600 a 800 kg/m²s. Experimenty na povrchu upraveném broušením (brusným plátnem hrubosti 150zrn/cm²) a balotínováním, byly provedeny při hmotnostních tocích 400, 500 a 600 kg/m²s. Celkově 122 experimentů bylo porovnáno s literaturou. Maximální zvýšení KTT na broušeném/balotínovaném povrchu bylo 18,12%/16,17%. Struktura povrchu byla analyzována laserovým mikroskopem. Smáčivost povrchů byla měřena metodou sedící kapky. Prvkové složení povrchu bylo vyhodnoceno pomocí metody EDS.

Klíčová slova

Kritický tepelný tok, konvektivní var, mezikruží, Inconel 625, Optimized ZIRLO, dvoufázové proudění,

Abstract

This thesis deals with the problem of critical heat flux (CHF) on technically smooth and treated surfaces at low pressures. The theoretical part presents the basic concepts of two-phase flow and an analysis of existing work on the influence of the surface on CHF.

The main part of the work describes the built experimental apparatus for CHF research at low pressures of 100 -1500 kPa (1-15 bar) with a vertical internally heated annular test section. The internal annuli consists of an outer glass tube with an inner diameter of 14.8 mm and an inner tube made of Inconel TM 625 / Optimized ZIRLO TM with an outer diameter of 9.14 mm and a heated length of 380/365 mm.

CHF experiments on technically smooth surface were performed at outlet pressures 120 kPa, 200 kPa and 300 kPa, at an inlet temperature of 64, 78 and 91 °C and at mass flux of 400, 500, 600 and 800 kg / m²s. The Inconel tubes were tested in two different surface modifications - abraded and bead blasted. Experiments were performed at mass flows of 400, 500 and 600 kg / m²s. The total number of 122 experimental runs were conducted and the results were compared with other literature experimental data. The maximum increase of CHF on abraded / bead blasted tube was 18.12% / 16.17%. The surface structure was analysed by laser microscopy. The wetting behaviour of the surface structures was measured by the sessile drop method. The elemental analysis of the surface was evaluated using the EDS method.

Key words

Critical heat flux, flow boiling, annulus, Inconel 625, Optimized ZIRLO, two phase flow

Bibliografická citace

SUK, Ladislav. Kritické tepelné toky na hladkých a upravených površích. Brno, 2020. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/122553>. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Energetický ústav. Vedoucí práce Jan Fiedler.

Prohlášení o původnosti práce

Prohlašuji, že jsem dizertační práci vypracoval samostatně pod vedením doc. Ing. Jana Fiedlera Dr. a s použitím uvedené literatury.

V Brně 1.8.2020

Jméno a příjmení:

Ladislav Suk

Podpis:

Poděkování

Na tomto místě bych chtěl poděkovat svému školiteli doc. Ing. Janu Fiedlerovi, Dr. a doc. Ing. Petru Tomanovi, Ph.D. kteří umožnili vznik této práce. Dále bych chtěl poděkovat všem svým kolegům, kteří přiložili ruku k dílu a to hlavně M.Sc. Taronu Petrosyanu, Ing. Kamilu Števkovi, Ing. Jitce Vojáčkové, Ing. Otakaru Štelcovi, Ing. Marianu Brázdilovi Ph.D. a Ing. Martinu Hudcovi. Za psychickou, materiální i profesní podporu děkuji Ing. Ladislavu Šnajdárkovi Ph.D., bez kterého by mnoho problémů bylo mnohem složitějších.

Děkuji svým studentům Ing. Peteru Mičianovi, Ing. Davidu Bartůnkovi a Bc. Petru Demovičovi za pomoc při montáži sekundárního okruhu, stejně bych chtěl poděkovat i panu Bronislavu Kusému za pomoc při montáži primárního okruhu.

Děkuji Ing. Pavlu Houškovi Ph.D. a Ing. Kamilu Šubrtovi za řídicí software experimentální smyčky a cenné rady i materiální pomoc při řešení problémů automatizace.

Děkuji Ing. Danielovi Vlčkovi a Ing. Martinu Ševečkovi Ph.D. za cenné připomínky i díly.

Rád bych poděkoval i všem, které jsem jmenovitě nezmínil a kteří mi během doktorského studia pomohli. Především však děkuji své ženě a rodině.

Obsah

1. Úvod.....	1
2. Základy dvoufázového proudění při varu kapaliny.....	2
2.1 Základní rovnice a parametry charakterizující geometrii	2
2.1.1 Hydraulický a tepelný charakteristický rozměr.....	2
2.1.2 Hmotnostní a tepelný tok.....	3
2.1.3 Vstupní podchlazení, suchost a objemová suchost.....	3
2.2 Dvoufázový přestup tepla	5
2.3 Tlaková ztráta při dvoufázovém proudění	7
2.4 Nestability při dvoufázovém proudění.....	8
2.4.1 Statické nestability (Static Instability).....	8
2.4.2 Dynamické nestability (Dynamic Instabilities)	9
3. Shrnutí současného stavu poznání.....	11
3.1 Kritický tepelný tok a experimenty na mezikruží.....	11
3.2 Teoretický model kritického tepelného toku	15
3.2.1 Kritický tepelný tok při varu ve velkém objemu	15
3.2.2 Kritický tepelný tok při konvektivním varu	18
3.3 Měření KTT vzhledem k smáčivosti a struktuře povrchu	21
3.3.1 Experimenty při varu ve velkém objemu	22
3.3.2 Experimenty při konvektivním varu.....	26
3.4 Zhodnocení poznatků získaných na základě rešerše.....	28
4. Cíle dizertační práce:.....	29
5. Experimentální zařízení.....	30
5.1 Návrh experimentální smyčky dvoufázového proudění	30
5.1.1 Popis měřicí tratě	34
5.2 Návrh testovací sekce	37
5.2.1 Testovací sekce.....	38
5.2.2 Konstrukce makety jaderného paliva	42
5.2.3 Konstrukce distanční mřížky	47
5.3 Zdroj stejnosměrného proudu	48
5.3.1 Popis zdroje stejnosměrného proudu.....	50
5.4 Instrumentace a přesnost měřidel.....	59
5.4.1 Sonda měření teploty vnitřního povrchu makety	59
5.4.2 Měření výkonu v testovací sekci	66
5.4.3 Měření průtoku a hmotnostního toku	71
5.4.4 Měření teplot.....	72
5.4.5 Měření tlaků.....	73
5.4.6 Řídicí systém	74
5.5 Bezpečnostní systémy	78

5.6	Metodika měření kritického tepelného toku	79
5.6.1	Vlastnosti vody primárního okruhu	80
5.6.2	Měření Kritického tepelného toku	81
6.	Testované vzorky s technicky hladkým a modifikovaným povrchem	85
6.1	Základní povrch Inconel® 625	85
6.2	Modifikovaný povrch Inconelu 625	88
6.2.1	Modifikovaný povrch brusným plátnem	88
6.2.2	Modifikovaný povrch balotínováním.....	89
6.3	Technicky hladké zirkoniového pokrytí jaderného paliva	91
6.4	Smáčivost povrchu a statický kontaktní úhel	92
7.	Kritické tepelné toky na hladkém povrchu	94
7.1	Výsledky experimentů na hladkém Inconelovém povrchu	95
7.1.1	Opakovatelnost měření.....	96
7.1.2	Vliv hmotnostního toku.....	97
7.1.3	Vliv výstupního tlaku	98
7.1.4	Vliv varného času na kritický tepelný tok.....	100
7.1.5	Výskyt kritických tepelných toků	106
7.2	Výsledky experimentů na hladkém Zirkoniovém povrchu	108
7.2.1	Vliv hmotnostního toku a výstupního tlaku na Zirkoniový vzorek	109
7.2.2	Porovnání technicky hladkého inconelu se zirkoniem.....	109
7.3	Porovnání naměřených dat s literaturou	111
8.	Kritické tepelné toky na modifikovaném povrchu	115
8.1	Výsledky KTT obroušeného povrchu Inconelu™ 625.....	115
8.2	Výsledky KTT balotínovaného povrchu Inconelu™ 625	117
8.3	Shrnutí výsledků KTT na modifikovaných površích	118
9.	Závěr	121
10.	Použitá literatura	123
11.	Seznam použitých zkratk a symbolů.....	130
12.	Publikační činnost vztahující se k tématu DP	133
13.	Přílohy.....	134
I.	Naměřená data kritických tepelných toků.	135
II.	Schéma řízení a regulace	137
III.	Parametry zdroje DC proudu	139
IV.	Fotografie ze stavby experimentálního zařízení.	141
V.	Schéma potrubí a přístrojů P&ID	144

1. Úvod

Var kapalin je hojně využíván pro chlazení a tvorbu páry v mnoha technických aplikacích, kde je třeba přenášet co nejvyšší tepelné toky s minimálním rozdílem teplot. Intenzivní přestup tepla zajišťuje mechanismus fázové změny syté kapaliny ve styku s vytápěným povrchem. Tento děj je limitován kritickým tepelným tokem (KTT). KTT je maximální tepelný tok, jenž jsme schopni přenést pomocí bublinkového varu před přechodem k blánovému varu. Při přechodu k blánovému varu dochází k prudkému snížení koeficientu přestupu tepla, což v systémech s nezávislým řízením výkonu vede k rapidnímu zvýšení teploty povrchu, které může vést k nevratnému poškození zařízení.

Nedávné výzkumy prokázaly, že úprava povrchu porézní vrstvou, žebrovaním, usazeninami z nanočástic, zdrsněním povrchu nebo mikro povlakováním může zvýšit KTT, čímž je umožněno dosažení vyšších využitelných tepelných toků s ohledem na bezpečnostní a ekonomická hlediska.

Předmětem zájmu této práce je hledání aplikovatelných povrchových úprav pokrytí jaderného paliva k zvýšení kritického tepelného toku při konvektivním varu. Tato data by mohla posloužit k dalším bezpečnostním analýzám kritického tepelného toku v jaderných reaktorech.

Hlavním cílem tohoto projektu byl návrh a realizace experimentálního zařízení, na kterém by bylo možné zkoumání konvektivního varu na modifikovaném pokrytí jaderného paliva a zejména zkoumání kritického tepelného toku, jako limitního parametru při návrhu aktivní zóny jaderného reaktoru.

Při uvádění zařízení do provozu byl použit místo zirkonia inkonel pro svou vyšší tepelnou odolnost a jednodušší technologické zpracování. Po zvládnutí experimentálních postupů s inkonelem bylo přikročeno k experimentům na zirkoniu.

V první části této práce je uveden teoretický úvod do problematiky dvoufázového proudění s uvedením relevantních realizovaných experimentálních prací s vertikálním vnitřně vyhřívaným mezikružím za nízkého tlaku.

Následuje popis realizovaného zařízení a konstrukce testovací sekce. V kapitole 5.2 jsou uvedena konstrukční řešení testovací sekce a možnosti jejího rozšíření na víceprutovou geometrii. V kapitole 5.3 jsou uvedeny poznatky z uvádění napájecího zdroje do provozu.

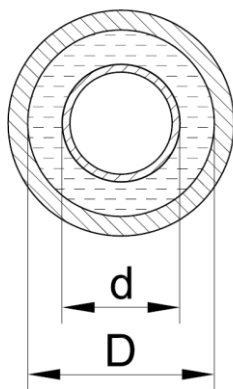
Výsledky měření kritických tepelných toků na technicky hladkém povrchu jsou uvedeny v kapitole 7.

2. Základy dvoufázového proudění při varu kapaliny

Tato kapitola seznamuje s nezbytnými pojmy a rovnicemi týkajícími se systémů s dvoufázovým tokem a nezávislou generací tepla. Pojednává o charakteristickém chování tlakové ztráty a nestabilitách, které mohou být pozorovány při přenosu tepla dvoufázovým prouděním. Dále je uvedena důležitost stabilizace proudění při experimentech kritického tepelného toku s vysvětlením provozního bodu smyčky při zvyšujícím se tepelném výkonu stendu. Poslední sekce ukazuje silnou závislost poměru hustot vodní páry a kapaliny na tlaku.

2.1 Základní rovnice a parametry charakterizující geometrii

Základní situace při experimentech KTT, které se mají stanovovat na zařízení navrhovaném v rámci disertační práce je var vody ve vertikálním mezikruhovém kanále



Obr. 1 Průřez mezikružím testovací sekce

s vnitřně vytápěnou středovou trubicí. Tato kapitola obsahuje některé důležité rovnice a definice, které jsou použity k popisu dvoufázového systému. Jsou to charakteristický rozměr, definice hmotnostního a tepelného toku, stejně tak jako parametry konvektivního varu vstupní podchlazení, termomechanická suchost a objemová suchost. Podrobnější teoretické zázemí je možné nalézt v Todreas [2] Collier[3] nebo Brennen[4].

2.1.1 Hydraulický a tepelný charakteristický rozměr

Hydraulický průměr určuje vztah mezi průtočným průřezem a smáčeným obvodem. Vztah pro mezikruží je uveden v (1)

$$D_h = \frac{4 \cdot \text{průtočná plocha } S_p}{\text{omočený obvod } S_s} = \frac{4\pi \frac{(D^2 - d^2)}{4}}{\pi \cdot (D + d)} = D - d \quad (1)$$

Kde D je vnitřní průměr venkovní trubky a d je venkovní průměr vnitřní trubky viz Obr. 1.

Charakteristický tepelný průměr je definován jako poměr průtočného průřezu k vytápěnému obvodu, pro mezikruží dle rovnice (2). Pokud budeme mít mezikruží či trubku zahřívanou uniformě ze všech stran, bude se tepelný průměr rovnat hydraulickému. Ovšem v případě, kdy není všechen smáčený obvod vytápěn, nabývá tepelný průměr odlišných hodnot.

$$d_{he} = \frac{4 \cdot \text{průtočná plocha } S_p}{\text{ohříváný obvod } S_v} = \frac{4\pi \frac{(D^2 - d^2)}{4}}{\pi \cdot d} = \frac{D^2 - d^2}{d} \quad (2)$$

Charakteristické rozměry dávají důležité informace v případech bezrozměrných porovnání. Často se můžeme setkat s jejich poměrem s délkou experimentálního kanálu L . Poměr L/d_{he} udává poměr mezi tepelným tokem a suchostí páry v kanálu. Zatímco poměr L/D_h je charakteristický pro tlakovou ztrátu v sekci.

2.1.2 Hmotnostní a tepelný tok

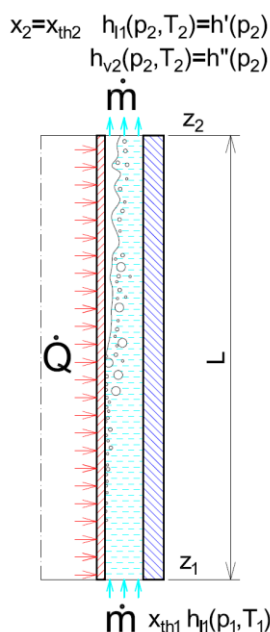
Pomocí měrných veličin jako je hmotnostní tok G a tepelný tok \dot{q} jsme schopni porovnávat různé geometrie s různými podmínkami proudění.

Hmotnostní tok G je definován jako poměr hmotnostního průtoku \dot{m} na plochu průtočného průřezu S . Což znamená, že pokud bude hmotnostní tok G stejný pro různé průtočné geometrie, je rychlost proudění w při stejné hustotě ρ také stejná.

$$G = \frac{\text{hmotnostní průtok } \dot{m}}{\text{průtočná plocha } S_p} = \frac{w\rho \left(\pi \frac{(D^2 - d^2)}{4} \right)}{\pi \frac{(D^2 - d^2)}{4}} = w\rho \quad (3)$$

Tepelný tok \dot{q} vyjadřuje tepelné zatížení vytápěné plochy S_v . Je vypočten jako podíl celkového tepelného výkonu \dot{Q} generovaného vytápěnou plochou S_v .

$$\dot{q} = \frac{\text{celkový tepelný výkon } \dot{Q}}{\text{vytápěná plocha } S_v} \quad (4)$$



Obr. 2 Podélný řez vnitřně vytápěným mezi kruhovým kanálem při termodynamické rovnováze

2.1.3 Vstupní podchlazení, suchost a objemová suchost

Vstupní podchlazení lze odvodit s ohledem na energetickou rovnici mezi dvěma vertikálními průřezy z_1 a z_2 vytápěného mezikruhového kanálu viz Obr. 2. Při zanedbání kinetické energie potenciální energie a tepelných ztrát ve stacionárním stavu lze energetickou rovnici uvést ve tvaru (5)

$$\frac{dH}{dt} = 0 = \dot{m} h_{l1} + \dot{Q} - \dot{m} [(1 - x_2) h_{l2} + x_2 h''] \quad (5)$$

Kde \dot{m} je hmotnostní průtok, \dot{Q} disipovaná tepelná energie, x_2 suchost, h_{l2} je entalpie kapaliny v bodě 2, a $h_{v2} = h''(p_2)$ entalpie páry, která je rovna entalpii syté páry za tlaku p_2 .

Pokud je v průřezu z_2 kapalina a pára v termodynamické rovnováze můžeme rovnici (5) přepsat do formy (6) s využitím entalpie za stavu sytosti. Entalpie syté kapaliny za tlaku 2 $h'_{v2} = h'(p_2)$ a výparné teplo kapaliny za tlaku 2 $\Delta h_{v2} = h''(p_2) - h'(p_2)$ a x_{th2} je termodynamická suchost která je vypočtena dle vzorce (7).

$$0 = \dot{m} h_{l1} + \dot{Q} - \dot{m} [h'_{v2} + x_{th2} \Delta h_{v2}] \quad (6)$$

$$x_{th2} = \frac{h_2 - h'_2}{h''_2 - h'_2} \quad (7)$$

Rozdíl mezi entalpií vstupující kapaliny $h_{1,in}(p_{in}, T_{in})$ na vstupu z_1 a entalpií syté kapaliny $h'(p_{out})$ vyjadřuje vstupní entalpie podchlazení Δh_{in} viz (8)

$$\Delta h_{in} = h'(p_{out}) - h_{1,in}(p_{in}, T_{in}) \cong h'(p_{out}) - h_{1,in}(p_{out}, T_{in}) \quad (8)$$

Vliv tlaku na vstupní entalpii je velice malý proto se můžeme dopustit zjednodušení, kde jako určující parametr vstupní entalpie bereme tlak na výstupu z testovací sekce. Pro odůvodnění zjednodušení může sloužit příklad, kdy entalpie vody při teplotě 35°C a tlaku 200 kPa je 146,8 kJ/kg a při tlaku 2000 kPa je 148,4 kJ/kg.

Na druhou stranu teplota vstupní kapaliny má velice silný vliv na vstupní entalpii. Na příklad změna teploty ze 35 °C (146,8 kJ/kg) na 80 °C (335 kJ/kg) vyvolá změnu vstupní entalpie o 188,2 kJ/kg

Z toho vyplývá, že pro vysoký rozdíl entalpie je charakteristické vysoké podchlazení. Zatímco při nízké změně entalpie vstupuje kapalina do testovací sekce prakticky na stavu sytosti.

$$x_{th out} = \frac{\dot{Q}}{m \Delta h_{v out}} - \frac{\Delta h_{in}}{\Delta h_{v out}} \quad (9)$$

Vyjádření termodynamické sytosti pro vnitřně vytápěné mezikruží.

$$x_{th out} = \frac{\dot{q} \pi d L}{G \pi \frac{(D^2 - d^2)}{4} \Delta h_{v out}} - \frac{\Delta h_{in}}{\Delta h_{v out}} = \frac{4 \dot{q}}{G \Delta h_{v out}} \frac{L}{D_e} - \frac{\Delta h_{in}}{\Delta h_{v out}} \quad (10)$$

Vyjádření hmotnostního poměru mezi párou a kapalinou.

$$\frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_l} = \frac{x \dot{m}}{(1-x)\dot{m}} = \frac{x}{(1-x)} \quad (11)$$

Výpočet suchosti s využitím objemové suchosti

$$\frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_l} = \frac{\rho_v w_v A_v}{\rho_l w_l A_l} = \frac{\rho_v w_v \varepsilon A}{\rho_l w_l (1-\varepsilon) A} = \frac{\rho_v w_v}{\rho_l w_l} \frac{\varepsilon}{(1-\varepsilon)} \quad (12)$$

$$\frac{x}{(1-x)} = \frac{\rho_v}{\rho_l} S \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \quad (13)$$

Skluz (slip ratio), je poměr rychlostí páry a kapaliny

$$S = \frac{w_v}{w_l} \quad (14)$$

Epsilon je podíl průtočného průřezu vyplněného parou vůči celkové ploše průtočného průřezu (void fraction) (objemový podíl páry)

$$\varepsilon = \frac{x}{(1-x) \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) S + x} \quad (15)$$

Výpočet suchosti při známém skluzovém poměru S a podílu páry v průřezu ε .

$$x = \frac{\left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) S \varepsilon}{(1-\varepsilon) + \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) S \varepsilon} \quad (16)$$

2.2 Dvoufázový přestup tepla

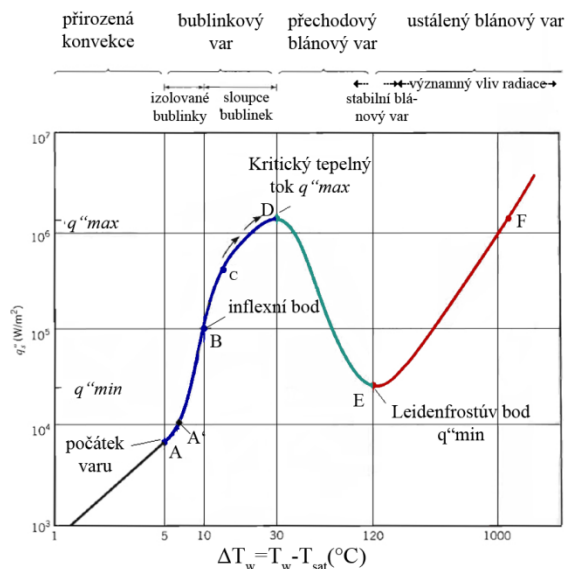
Základní rozdělení varu je na var ve velkém objemu a konvektivní var. Při varu ve velkém objemu je pohyb kapaliny zapříčiněn pouze přirozenou konvekcí.

Pro konvektivní var je charakteristický pohyb kapaliny přes vyhřívaný povrch vyvolaný nuceně vnější silou většinou čerpadlem. Typickým příkladem konvektivního varu je tepelný cyklus chladiva v chladničce.

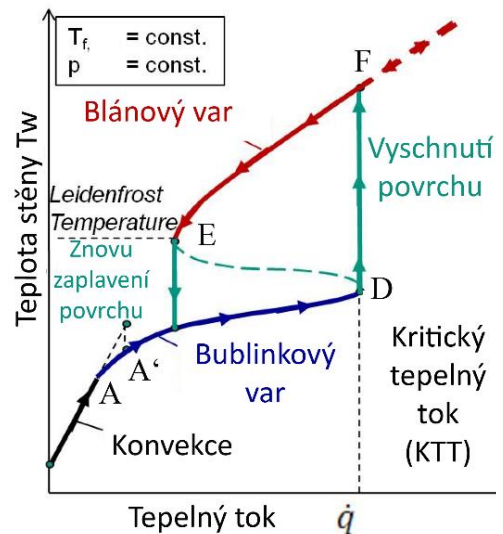
Proudění chladiva v jaderném reaktoru je aplikací konvektivního varu. Var na povrchu palivových tyčí je výhodný pro schopnost přenést velký tepelný tok s relativně malým rozdílem teplot. Tohoto jevu je dosaženo díky velkému latentnímu teplu chladiva a faktem, že změna fáze při stejném tlaku je izotermickým dějem. Bublinky rostou v malých nerovnostech vyhřívaného povrchu, až dosáhnou kritické velikosti a odtrhnou se do proudu kapaliny. Toto dynamické chování bublin vede k neustálému narušování tepelné mezní vrstvy a zlepšování přestupu tepla. Vliv na dvoufázový přenos tepla mají například tlak, hmotnostní tok, geometrie a povrch vytápěného kanálu a interakce mezi chladivem a povrchem.

První, kdo popsal charakteristickou křivku varu ve velkém objemu, byl Japonec Nukijama[5] v roce 1934. Podle Newtonova vztahu (17), kde T_w je teplota stěny T_∞ je teplota kapaliny v celém objemu a α je koeficientem přestupu tepla, můžeme na základě znalosti \dot{Q} a ΔT_w odhadnout chování koeficientu přestupu tepla při varu.

$$\dot{q} = \alpha(T_w - T_\infty) = \alpha\Delta T_w \quad (17)$$



Obr. 3 Křivka varu vody za atmosférického tlaku ve velkém objemu v systémech s řízenou teplotou stěny $\dot{q}(T_w)$ [6]



Obr. 4 Křivka varu ve velkém objemu v systémech s řízeným tepelným výkonem $T_w(\dot{q})$ [7]

Na Obr. 3 je popsána křivka varu v systémech s řízenou teplotou stěny, kde je tepelný tok čistě funkcí T_w . Teplota stěny je prakticky na tepelném toku nezávislá. Příkladem takových to zařízení je parní topení nebo parogenerátor tlakovodních reaktorů.

Na Obr. 4 je znázorněna křivka varu v zařízeních, kde je teplota stěny funkcí tepelného toku. Tepelný tok je na teplotě stěny prakticky nezávislý. Příkladem takových to zařízení je elektrické topení. Tato křivka varu je definovaná zvyšujícím se tepelným výkonem a měřením teploty stěny. Během experimentů varu ve velkém objemu se udržuje teplota tekutiny a tlak konstantní. Při experimentech s konvektivním varem se jak teplota média,

tak tlak mění, konstantními zůstávají pouze hmotnostní tok, teplota na vstupu a tlak na výstupu ze sekce.

Je-li hodnota tepelného toku \dot{q} malá, nedochází k varu, a jedná se o přestup tepla v podmínkách jednofázového proudění. Teplota povrchu se poměrně rychle zvyšuje díky relativně malému koeficientu přestupu tepla.

V oblasti A-A' na Obr. 3 se začíná uplatňovat bublinkový var, intenzita varu je malá a přirozená konvekce zůstává hlavní příčinou cirkulace chladiva.

Bublinkový var se vyskytuje v rozmezí $\Delta T_{w,A} \leq \Delta T_w \leq \Delta T_{w,D}$. V tomto rozsahu se vyskytují dva odlišné režimy proudění. V oblasti A-B to jsou jednotlivé bublinky mísící kapalinu blízko vytápěného povrchu. Většina přenosu tepla je prostřednictvím přímého kontaktu kapaliny s vytápěným povrchem, a nikoliv přes parní bublinky stoupající z povrchu. Při zvyšování ΔT_w nad hodnotu ΔT_{wB} se začíná zapojovat více nukleačních jader a zvýšená tvorba parních bublinek zapříčiňuje slučování parních objemů do sloupců bublin přecházejících do parních dutin. Bod C znázorňuje maximum koeficientu přestupu tepla α . V tomto bodě začíná klesat α se zvyšujícím se ΔT_w . Tento jev je zapříčiněn prudkým prouděním parních bublinek od vytápěného povrchu, které ztěžují přístup chladicí kapaliny. Koeficient α se dále snižuje s rostoucím ΔT_w až k bodu D, ve kterém rychlost parních bublinek dosahuje maxima, při kterém se chladivo stačí dostat zpětným proudem k povrchu. Jakékoliv další zvýšení teploty ΔT_w vede k tvorbě parní blány izolující povrch od chladiva, zde dochází ke krizi varu prvního druhu.

V zařízeních, kde vývin tepla je nezávislý na teplotě, vede pokrytí povrchu parní blánou k razantnímu snížení koeficientu přestupu tepla. Důsledkem je teplotní skok do oblasti blánového varu, viz Obr. 4. Dochází k vyschnutí povrchu a jeho obklopení přehřátou párou. V závislosti na podmínkách může teplota povrchu při blánovém varu překročit teplotu tavení vyhřívaného materiálu, což způsobí tepelné poškození vyhřívaného zařízení. Tento stav je často označován pojmem „burnout“ a je limitní provozní podmínkou, které se musí předcházet v zařízeních s nezávislým tepelným výkonem. Tudiž znalost KTT pro specifické podmínky zařízení je nedílnou součástí pro bezpečné užívání.

V režimu blánového varu začíná být dominantní mechanismus přenosu tepla zářením. Zvýšení tepelného toku v této oblasti je přímo úměrné T_w^4 , vzhledem k tomu, se konvektivní část α prakticky nemění.

Při snižování tepelného toku, je křivka varu značně odlišná od křivky varu při zvyšování tepelného toku. Režim blánového varu se zachovává i při snížení tepelného toku pod KTT. Ke znovu smáčení topného povrchu dojde až v bodě E na Obr. 4, kdy teplota povrchu klesne pod tzv. Leidenfrostovu teplotu a dojde k rozpadu souvislého parního filmu.

Mechanismus přenosu tepla se změní z blánového varu na bublinkový a rapidně klesne teplota povrchu kvůli nárůstu koeficientu přestupu tepla při bublinkovém varu.

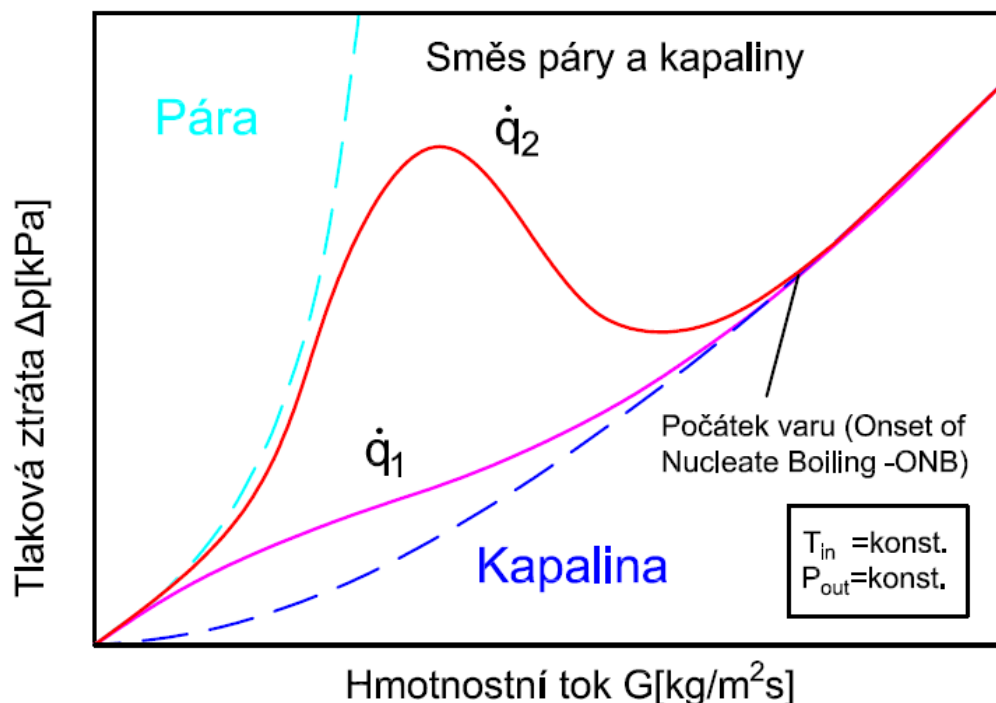
Ve zkratce, křivka varu pro zařízení s nezávislým tepelným výkonem vykazuje hysterezní chování s KTT jako horní hranicí bublinkového varu při zvyšujícím se tepelném toku a Leidenfrostovým bodem jako spodním limitem blánového varu při snižování tepelného výkonu. Obě meze odpovídají náhlým změnám v mechanismu varu z bublinkového na blánový při KTT zapříčiňující vyschnutí a zpětné smáčení povrchu při Leidenfrostově bodě.

S oblastí přechodového blánového varu se můžeme setkat pouze v zařízeních s řízenou teplotou povrchu. V těchto případech můžeme pozorovat snížení přenášeného tepelného toku při překročení teploty odpovídající KTT a klesající trend až k teplotě Leidenfrostova bodu. Tyto hodnoty byly experimentálně naměřeny s pomocí testovací sekce vnitřně vytápěné sytou parou o různých parametrech.

V zařízeních, jako je jaderný reaktor, je oblast přechodového blánového varu nestabilní, protože pro jednu hodnotu tepelného výkonu existují dva stabilní provozní režimy. Proto je na Obr. 4 tato oblast vyznačena čárkovaně.

2.3 Tlaková ztráta při dvoufázovém proudění

Na Obr. 5 je zobrazeno typické chování tlakové ztráty dvoufázového proudění při průtoku ohříváním kanálem. Tlaková ztráta pro jednofázové proudění plynule klesá s klesajícím hmotnostním tokem. Ve chvíli, kdy se začne dodávat tepelná energie do systému, se situace podstatně mění. Pokud budeme snižovat hmotnostní tok testovací sekci s tepelným tokem \dot{q}_2 , bude tlaková ztráta stejná jako při proudění kapaliny až do počátku varu. Tento bod je v anglické literatuře označován jako „Onset of Nucleate Boiling (ONB)“. Další snižování hmotnostního toku vede k odklonu od křivky tlakových ztrát jednofázového proudění. Důvodem je nárůst tlakové ztráty v důsledku výskytu parních objemů.



Obr. 5 Hydraulická charakteristika topeného kanálu s dvoufázovým médiem $\dot{q}_2 > \dot{q}_1$

Místo toho, aby tlaková ztráta ohřívajícího kanálu kontinuálně klesala s klesajícím hmotnostním tokem, prochází lokálním minimem. V tomto bodě se mění kladný sklon křivky na záporný. Další snižování hmotnostního toku má za následek intenzivnější var a tlaková ztráta stoupá až na lokální maximum. V této chvíli je už prakticky celý objem testovací sekce zaplněn parní fází a křivka tlakové ztráty se opět blíží k jednofázovému proudění páry.

Tlakovou ztrátu dvoufázového proudění můžeme rozdělit na tlakovou ztrátu třením (18), tlakovou ztrátu působením gravitace (19) a tlakovou ztrátu na urychlení proudu (20) [2].

Tlaková ztráta třením

$$-\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{tření}} = \frac{\tau_w S_s}{S_p} = \xi \frac{\rho_{2ph}}{2} u^2 \frac{1}{D_h} = \xi \frac{G^2}{2\rho_{2ph}} \frac{1}{D_h} \quad (18)$$

τ_w smykové napětí na stěně (wall shear stress), S_s povrch smáčený, S_p průtočný průřez, ρ_{2ph} hustota média daná tlakem a entalpií

Tlaková ztráta působením gravitačního pole

$$-\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{gravity}} = (\varepsilon\rho_v + (1 - \varepsilon)\rho_l)g \sin\gamma \quad (19)$$

Tlaková ztráta na zrychlení proudu

$$-\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{zrychlení}} = \frac{d}{dz} \left(\frac{G^2}{\rho_m} \right) = G^2 \frac{d}{dz} \left(\frac{x^2}{\varepsilon\rho_v} + \frac{(1-x)^2}{1-\varepsilon} \right) \quad (20)$$

Vzrůst tlakové ztráty při snížení hmotnostního toku ve vytápěném kanále je způsoben zvyšujícím se obsahem páry. Vzhledem k tomu, že hustota páry je nižší než hustota kapaliny, se hustota dvoufázového proudu snižuje. Výsledkem je zrychlení proudu, tudíž i vyšší tlakové ztráty třením [2].

2.4 Nestability při dvoufázovém proudění

Zařízení s dvoufázovým prouděním mohou být ovlivněna nestabilitami a oscilacemi, které jsou nejčastěji rozděleny na statické a dynamické nestability. Statické nestability mohou být zapříčiněny změnou pracovního bodu systému na jiný stabilní pracovní bod [4]. Dynamické nestability mohou být zapříčiněny setrvačnostními a zpětnovazebními efekty, jako jsou třeba tepelné tlakové nebo hustotní oscilace [9]. Tyto efekty mohou vést k předčasnému výskytu kritických tepelných toků, což vysvětluje intenzivní úsilí o vysvětlení jejich vzniku, přehled můžete nalézt v [9][10].

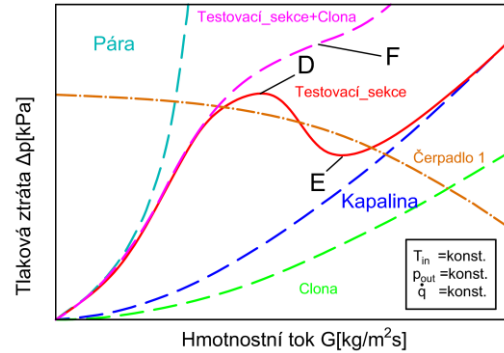
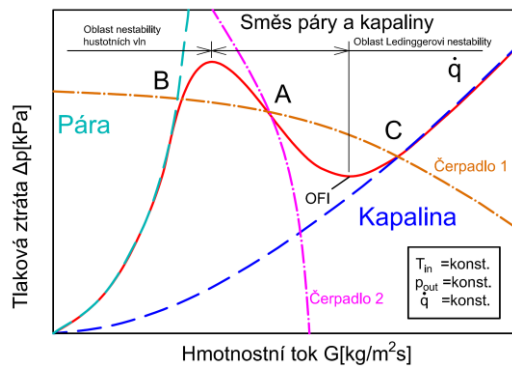
2.4.1 Statické nestability (Static Instability)

Oblast mezi dvěma lokálními extrémy křivky tlakové ztráty na Obr. 5 má záporný sklon. Tento region je náchylný na statické nestability, také označované jako Ledineggovy nestability.

Minimální bod křivky je často v literatuře definován jako počátek nestability proudu (OFI- **O**nset of **F**low **I**nstability) viz Obr. 6. To neznamena, že proudění musí být v každém případě nestabilní při snížení průtoku pod OFI, ale definuje bod, kde začíná oblast možných nestabilit, viz bod F a E Obr. 7. Provozování zařízení v oblasti kladného sklonu křivky napravo od OFI s vyššími hmotnostními toky zajišťuje ochranu proti statickým nestabilitám.

Podmínky pro výskyt statických nestabilit nastávají, pokud je sklon křivky tlakových ztrát testovací sekce menší (více záporný) než charakteristika čerpadla. Kritérium pro výskyt Ledineggovy nestability je dáno dle (21).

$$\left(\frac{\partial \Delta p}{\partial G}\right)_{\text{Testovací sekce}} = \left(\frac{\partial \Delta p}{\partial G}\right)_{\text{čerpadla}} \quad (21)$$



Obr. 6 Tlaková ztráta topeného kanálu s dvoufázovým médiem a charakteristiky čerpadel

Charakteristika čerpadla 1 na Obr. 6 vykazuje nestabilní chování pro pracovní bod A. Sklon křivky tlakové ztráty testovací sekce je strmější než sklon charakteristiky čerpadla, tyto dvě křivky mají společné tři průsečíky. Díky indukovaným poruchám proudění může pracovní bod systému přeskočit ze stavu A do stavu B. Výsledná exkurze průtoku je charakteristická pro Ledineggovu nestabilitu. Při dosažení bodu B se dvoufázové proudění dostává do oblasti nízkých hmotnostních toků a vysokých objemů páry v proudě, což může vést k výskytu kritického tepelného toku.

Při použití čerpadla 2 s podstatně strmější charakteristikou dostáváme pouze jeden průsečík s křivkou tlakové ztráty testovací sekce. To znamená, že proudění je stabilní v celém rozsahu hmotnostních toků. Další stabilizace proudění můžeme dosáhnout přidáním clony nebo jiného škrtícího prvku do systému viz Obr. 7. Výsledná křivka tlakové ztráty bude tvořena součtem obou charakteristik a průsečík s charakteristikou čerpadla 1 bude pouze v jednom bodě, více v [8].

2.4.2 Dynamické nestability (Dynamic Instabilities)

Nestability proudění, které jsou zapříčiněny setrvačností a zpětnovazebními účinky systému jsou označovány jako dynamické nebo těž oscilační nestability. Jsou charakteristické fluktuací hmotnostního toku kolem nominálního ustáleného průtoku. Základním mechanismem je šíření vln od poruch proudění vroucím kanálem. Například porucha proudění na vstupu do testovací sekce dosáhne výstupu až po nějakém čase. Vlna poruchy se pak odráží a může způsobit další poruchy v místě vzniku první poruchy. Tento mechanismus může mít za následek oscilační chování, které závisí na době, kterou potřebuje vlna poruchy k projití systémem. Typickými nestabilitami ve dvoufázových systémech jsou akustické oscilace, hustotní vlny a oscilace tlakových ztrát. Základní rozdělení oscilačních nestabilit a jejich složek je uvedeno v Tab. 1. Při průtocích menších než odpovídají lokálnímu maximu D Obr. 7, nebo inflexnímu bodu F se často pozorují hustotní oscilace proudu s časovou periodou stejného řádu jako je doba pobytu částice tekutiny v kanálu. S dalším dělením hustotních oscilací se můžeme setkat například v Ruspini [9] a to na oscilace způsobené gravitačním působením (pro dlouhé vertikální kanály s nízkým hmotnostním průtokem a nízkým tlakem), třením (odlišnou rychlostí

jednofázového a dvoufázového proudění) a hybností (vznik fázového posunu mezi hmotnostním tokem a odpovídající odezvě změny parního podílu).

Tab. 1 Rozdělení dynamických nestabilit podle [10]

Třída	Typ	Mechanismus
Základní oscilační nestability	Akustické oscilace	Rezonance tlakových vln
	Hustotní oscilace (oscilace způsobené působením hustotních vln)	Zpoždění zpětné vazby ve vztahu mezi průtokem, hustotou a tlakovou ztrátou
Složka oscilační nestability	Tepelné oscilace	Interakce mezi přestupem tepla a dynamikou proudění
	Nestability paralelními kanály	Interakce mezi paralelními kanály
Složka oscilační nestability jako sekundární jev	Oscilace tlakové ztráty	Interakce mezi kanálem a stlačitelnými objemy

3. Shrnutí současného stavu poznání

Tato kapitola obsahuje přehled relevantní literatury k řešení problematiky kritického tepelného toku na modifikovaných površích. První část popisuje experimentální podmínky a pozorování pro zkoumání kritických tepelných toků na vnitřně vyhřívaném mezikruží za nízkých tlaků. Další část seznamuje s teoretickým modelem kritického tepelného toku ve velkém objemu a při nucené konvekci. Třetí sekce prezentuje experimentální práce zaměřené na vliv struktury povrchu a smáčivosti na kritické tepelné toky.

3.1 Kritický tepelný tok a experimenty na mezikruží

Experimenty přenosu tepla a kritických tepelných toků při konvektivním varu pro podmínky blízké provozním parametrům jaderného reaktoru a parogenerátoru byly nejčastěji prováděny na trubce, mezikruží nebo svazku tyčí. Rozsáhlé studie byly provedeny pro vysoký tlak a vysoké hmotnostní průtoky, přičemž většina jich byla provedena na trubkách. Práce pojednávající o těchto experimentech jsou například [11], [12], [13] a [14]. Kritické tepelné toky při nízkém hmotnostním toku a nízkém tlaku jsou důležité při havarijních stavech varných reaktorů [15]. Nicméně dostupná experimentální data a metody predikce jsou omezeny.

Tato sekce obsahuje první krátké srovnání mezi KTT na trubce a mezikruží. Následující přehled experimentů kritického tepelného toku při konvektivním varu v mezikruží se zaměřuje na nízké tlaky.

Obecné parametrické srovnání KTT v mezikruží oproti KTT na trubce s průměrem 8mm provedl Doerffer a kol. [16]. Autoři se ve shromážděných experimentálních datech zaměřují na vliv tlaku, hmotnostního toku, suchosti páry, velikosti mezery, poměru L/D_h a zakřivení povrchu. Ovšem tato studie je provedena pouze v rozsahu tlaků od 980 kPa do 14100 kPa.

Vliv tlaku: pro tlak vyšší než 3000 kPa, KTT klesá se zvyšujícím se tlakem pro obě geometrie. KTT na mezikruží je menší než na 8 mm trubce, a to zejména ve spodní části uvažovaného rozsahu tlaků. Rozdíl v KTT na mezikruží a trubce se snižuje se zvyšujícím se tlakem. Pro tlaky nižší než 3000 kPa autoři uvažují konstantní korekční faktor $\dot{q}_{KTT \text{ mezikruží}} = 0.9 \dot{q}_{KTT \text{ trubky}}$

Vliv termodynamické suchosti: v oblasti záporné a nízké x_{th} je KTT nižší na mezikruží. Se zvedající se x_{th} klesající trend KTT se snižuje, až se ustavuje na téměř konstantní hodnotě pro vyšší x_{th} . V porovnání s 8mm trubkou jsou hodnoty KTT na mezikruží nižší pro stejné podmínky x_{th} . Rozdíl KTT je výrazně vyšší pro kladné než pro záporné x_{th} .

Hmotnostní tok: vliv hmotnostního toku je stejný pro obě geometrie, KTT se zvyšuje při zvýšení hmotnostního toku v oblasti nízké x_{th} . V oblasti vyšší x_{th} vliv zvyšování hmotnostního toku klesá pro obě geometrie.

Geometrie: vliv velikosti mezery vykazoval rostoucí trend KTT se zvyšující se velikostí mezery od 1 do 4 mm, s maximem v rozsahu 4-6 mm a klesající trend pro mezeru větší než 6mm. Podle [16] je pokles KTT v oblasti 1-4 mm zapříčiněn tvorbou parních můstků mezi vnitřní trubkou a vnější stěnou. Tyto můstky mohou způsobit předčasné dosažení KTT.

Vliv zakřivení povrchu: při shodném poměru L/D_h , tlaku a hmotnostním toku došel Doerffer a kol.[16] k závěru, že vliv zakřivení povrchu na KTT je zanedbatelný při stejné

velikosti mezery a jiném vnitřním a vnějším průměru trubek v mezikruží. Nicméně jen málo údajů splňovalo podmínky shodné velikosti poměru L/D_h , tlaku a hmotnostního toku. Navíc byly naměřeny obecně vyšší kritické tepelné toky při vyhřívání vnější trubky než při vyhřívání vnitřní trubky [17].

Na základě této parametrické studie Doerffer a kol. [16] byly vyvinuty korelace pro KTT na mezikruží využívající Groeneveldových [18] tabulek kritických tepelných toků z roku 1986. KTT je vyčíslen pro trubku s průměrem 8 mm, vyčíslený KTT je korigován třemi korekčními faktory postihující efekt tlaku, termodynamické suchosti a velikosti mezery.

Mishima a kol. [19] zkoumali rozdíly v KTT mezi mezikružím obdélníkovými kanály a trubkami při nízkých tlacích. Geometrický efekt byl výraznější při nízkých a středních hmotnostních tocích. Podobně jako Doerffer a kol. [16] pozorovali nižší KTT v geometriích s nevyhřívanou stěnou. Podle autorů vyvolávají nevyrovnanou distribuci kapalného filmu [19]. Předpokládali, že podstatné množství kapaliny zůstává na nevyhřívané stěně. Snížená termodynamická suchost při KTT byla aproximována následujícím vztahem (22).

$$X_{\text{KTT kanálu}} = X_{\text{KTT trubky}} \frac{O_{\text{vytápěný}}}{O_{\text{smáčený}}} \quad (22)$$

Kde, $O_{\text{vytápěný}}$ a $O_{\text{smáčený}}$ jsou vytápěný a smáčený obvod kanálu. Tento efekt se stává menším pro vyšší hmotnostní toky.

V práci [19] byly srovnány experimentální data ze vzorového projektu Japanese Society of Mechanical Engineers (JSME). Experimenty KTT se stejnou geometrií mezikruhově testovací sekce a okrajovými podmínkami byly měřeny na několika univerzitách a institucích. Originální zpráva byla vypracována v japonštině ale [19] shrnuje výsledky a připomínky. Mezikruhově testovací sekce měla vnitřní průměr 10 mm vnější průměr 19 mm a délku 300 mm. Experimenty se prováděly za výstupního tlaku 100 kPa, nízké vstupní podchlazení od 19,61 do 124 kJ/kg, a hmotnostních tocích mezi 500 kg/(m²s) a 5000 kg/(m²s). Ačkoli byly všechny experimenty prováděny za stejných podmínek, výsledky se značně rozcházely. Měřené KTT pro vyšší podchlazení 124 kJ/kg byly v podstatě srovnatelné, ale výsledky pro nízké podchlazení (19 kJ/kg) byly v případě některých institucí o 50 % nižší. V práci [19] se tento rozpor připisuje možným nestabilitám při použití různých čerpadel s různou charakteristikou a rozdílnému vstupnímu škrcení. Nicméně tyto okolnosti nejsou v práci uspokojivě vysvětleny.

V práci Mishima a kol.[20] je zkoumán vliv nestabilit proudu na KTT pro vodu za atmosférického tlaku. Výsledky ukazují významné snížení KTT při nestabilitách proudění než při podmínkách stabilního proudění.

Fiory a Bergles [21] provedli experimenty KTT na mezikruží i trubkách za nízkých tlaků. Použili skleněné trubice pro vnitřně vyhřívání mezikruží a zaznamenali režimy proudění a KTT na fotografiích a video páskách. Experimenty byly prováděny při výstupním tlaku od 148 kPa do 600 kPa, hmotnostním toku od 542 kg/(m²s) do 1722 kg/(m²s) a vstupním podchlazením od 23 kJ/kg do 221 kJ/kg. Vnitřní nerezová trubka měla průměr 7,92 mm a tloušťku stěny 0,89 mm. Vyhřívání byla mezi 179 a 254 mm. Vnější skleněná trubka měla vnitřní průměr 12,55 mm a 13,61 mm. Při experimentech nebyl použit řádný systém ochrany vytápěné trubky před poškozením, proto každý experiment KTT vedl k přehorení vnitřní trubky.

Během experimentů Fioryho a Berglese [21] bylo identifikováno dutinové nebo pěnové proudění (slug or froth flow) před výskytem KTT při podchlazeném varu. Dutinové proudění bylo také detekováno pro konvektivní var na trubkách při použití odporové sondy. Autoři pozorovali při KTT tvorbu lokalizovaného horkého suchého bodu. Při jeho tvorbě se kapalný film pod procházejícími parními objemy rozpadal a

teplota v místě vyschnutí rapidně rostla. Pokud dutinové proudění nebylo schopné tento suchý bod rychle znovu zaplavit, tak se teplota v místě vyschnutí vodního filmu rapidně zvýšila a docházelo k rozzáření vytápěného povrchu. Tato oblast se rychle rozšířila po celém obvodu a docházelo k roztavení vnitřní trubky.

Během práce byl sestaven model postihující nestabilitu při cyklickém vysychání a znovu zaplavití povrchu při KTT. Ovšem autoři sami poukazují na nemožnost obecného použití tohoto modelu s ohledem na potřebu znát údaje, pro které nebyl vyvinut teoretický model, jako je frekvence výskytu dutin v proudění nebo poloměr počátečního suchého místa. Nicméně model popisuje vliv vodivosti materiálu a tloušťky stěny na nárůst teploty povrchu, což je rozdíl od hydrodynamického modelu varu. Podle jejich modelu by měla mít vyšší tepelná vodivost a tloušťka stěny vliv na zvýšení KTT.

Rogers a kol. [22] provedli experimenty KTT na třech různých velikostech mezikruhové mezery. Jako topené těleso byla použita trubka z inkonelu -718 o délce 480mm a vnějším průměru 13,1 mm s tloušťkou stěny 1,25 mm. Nevytápěná skleněná trubka měla vnitřní průměr 22 mm; 25 mm a 30,2 mm. V práci [22] jsou prezentovány experimentální data pro hmotnostní tok od 60 kg/(m²s) do 650 kg/(m²s), se vstupním podchlazením 180, 265 a 389 kJ/kg a s konstantním výstupním tlakem 156 kPa. Výsledky ukázaly, že vyšších KTT bylo dosaženo s větší mezikruhovou mezerou. V korelacích bylo rozlišeno mezi nízkými hmotnostními toky ($G < 180 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$) a vysokými hmotnostními toky ($G > 180 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$). Pro oblast vyšších hmotnostních toků byla pozorována lineární závislost mezi KTT a hmotnostním tokem při daném vstupním podchlazení. Zvýšení podchlazení vedlo k vyšším KTT pro hmotnostní toky mezi 180 a 650 kg/(m²s). Navíc rozdíl mezi KTT vlivem vstupního podchlazení rostl při vyšších hmotnostních tocích. V práci Rogers a kol. [22] podrobili svoje výsledky srovnání se čtyřmi rozdílnými korelacemi od autorů Knoebel a kol. [24], McAdams a kol. [25], Menegus [26] Katto [27] všechny korelace znatelně nadhodnocovaly hodnoty naměřených KTT. Rogers a kol. [22] zdůrazňuje, že při použití korelačních vztahů musí být všechny parametry přesně v daném rozsahu, pro které byly korelace vyvinuty, což při jejich porovnávání nebylo zcela splněno. Proto Rogers a kol. [22] vyvinuli pro každou testovanou geometrii vlastní empirickou korelaci závislou na hmotnostním průtoku a vstupním podchlazení. Obecné použití těchto korelací není možné.

El-Genk a kol. [23] prováděli experimenty KTT ve vodě ve vertikálním mezikruhovém kanále za nízkých průtoků a nízkých tlaků. Vnitřní nerezová trubka měla vnější průměr 12,7mm, a tloušťku stěny 0,89mm a byla vytápěná v délce 500mm. Vnější nevytápěná trubka byla vyrobena z Pyrexu. Při testech byly použity tři mezikruhové geometrie s vnitřním průměrem venkovní trubky 20 mm, 21,84 mm a 25,4mm.

Při experimentech do testovací sekce vstupovalo chladivo s podchlazením od 182 kJ/kg do 312 kJ/kg, hmotnostních tocích od 0 do 260 kg/m²s a na výstupu z testovací sekce byl udržován konstantní tlak 118 kPa. Hodnoty KTT byly pro obě menší mezikruží v podobném rozsahu. Ovšem hodnoty KTT pro největší mezikruží byly pozoruhodně vyšší. Kromě toho, vliv podchlazení byl patrný pouze pro největší mezikruží a to v oblasti hmotnostních toků vyšších než 150 kg/(m²s). V této oblasti se KTT zvyšoval se zvyšujícím se podchlazením.

Podle jejich vizuálních pozorování docházelo při dosažení KTT k přechodu mezi režimy dvoufázového proudění z prstencového na prstencovo-disperzní proudění (annular to annular-mist flow) pro nejmenší mezikruží a k přechodu mezi dutinovo-vířivým prouděním na vířivo-prstencové (slug-churn to churn-annular flow) pro dvě větší mezikruží. Na základě těchto pozorování byly vyvinuty korelace pro každý režim proudění zvlášť. Tyto korelace ovšem nejsou vhodné pro obecné použití vzhledem k nízkému rozsahu platnosti.

Schoesse a kol. [28] měřil KTT při konvektivním varu na vertikálně vnitřně vytápěném mezikruží při podmínkách nízkého tlaku. Testovací sekce sestávala z vnitřní nerezové trubky s vnějším průměrem 10mm a tloušťce stěny 1,2 mm o vytápěné délce 1000 mm. Vnější trubka měla vnitřní průměr 22 mm a byla vyrobena z Pyrexu. Experimenty byly prováděny při hmotnostních tocích od 20 kg/(m²s) do 280 kg/(m²s), vstupní podchlazení 30 kJ/kg až 218 kJ/kg a s konstantním tlakem na výstupu 128kPa.

Výsledky experimentu jsou rozděleny mezi oblast nízkých a vyšších hmotnostních toků. Pro hmotnostní toky nižší než 140 kg/(m²s) bylo pozorováno při KTT znovu zaplavování a víření (flooding and chugging) na výstupu ze sekce. Tyto fluktuace nebyly patrné při hmotnostních tocích vyšších než 140 kg/(m²s). Tyto režimy proudění jsou charakteristické pro přechod mezi bublinkovým prouděním vířivým prouděním a prstencovým prouděním (bubble flow to churn flow to annular flow) podél vyhřívané délky kanálu. V režimu prstencového proudění rozlišovali autoři [28] mezi pulzujícím prstencovým prouděním, kde se kapalina periodicky zrychlovala při průchodu testovací sekci a stabilním prstencovým-disperzním (annular-mist flow) prouděním.

Chun a kol. [15] prováděli experimenty KTT na mezikruží pro široký rozsah tlaků od 570 kPa do 15010 kPa (0,57-15,01MPa) hmotnostních toků od 200 kg/(m²s) do 650 kg/(m²s) a vstupního podchlazení v rozsahu od 85 kJ/kg do 413 kJ/kg. Vnitřní trubka byla z Inconelu-600 s vnějším průměrem 9,54mm a nepřímým ohřevem v délce 1842 mm. Tloušťka stěny není v práci popsána. Vnitřní průměr venkovní trubky mezikruží byl 19,4 mm. Režimy dvoufázového proudění díky kovové testovací sekci nebyly pozorovatelné.

KTT byl detekován stálým zvyšováním teploty na některém z termočlánků vestavěných do povrchu topené trubky. KTT nastávaly vždy v okolí horního konce testovací sekce.

Ve výsledné zprávě [15] je popsán rostoucí trend KTT se zvyšujícím se tlakem, jeho maximum nastává mezi 2000 kPa až 3000 kPa (2 MPa až 3 MPa), při dalším zvedání tlaku dochází k poklesu KTT. Tento efekt byl ovšem pozorován pouze v oblasti vyšších hmotnostních toků (500 kg/(m²s)-650 kg/(m²s)) a vysokých vstupních podchlazení. V případě nízkých hmotnostních toků (200 kg/(m²s)-500 kg/(m²s)) byl růst KTT pozorován velmi mírně nebo vůbec.

Chun a kol. [15] porovnávali svoje experimentální data s korelací podle Doerffa [16] Browninga [29] a Janssen-Kervinena[30]. Korelace dle Doerffa [16] s použitím tabulek [18] z roku 1986 silně nadhodnocovala KTT v oblasti nízkých tlaků. Při použití tabulek [31] z roku 1995 se výsledky podstatně zlepšily. Toto demonstruje silnou závislost přesnosti korelace dle Doerffa [16] na vstupních datech KTT na trubkách. Bowringova korelace ukázala vyhovující shodu s experimentálními daty v celém rozsahu platnosti, zatímco korelace Janssen-Kervinena[30] nadhodnocovala v oblasti nízkých tlaků. V celku všechny tři korelace měly tendenci nadhodnocovat (mírně nebo významně) v oblasti tlaků nižších než 10 000 kPa.

Haas a kol. [32] prováděl experimenty KTT s vodou na vertikálním mezikruhovém kanále o vytápěné délce 326mm. Vnitřní přímo vytápěná trubka měla vnější průměr 9,5mm a venkovní Pyrexová trubka měla vnitřní průměr 13 mm a 18 mm. Experimenty byly prováděny při hmotnostním průtoku od 250 kg/(m²s) do 400 kg/(m²s), tlaku na výstupu z testovací sekce od 115 kPa do 300 kPa a vstupním podchlazení od 100 kJ/kg do 250 kJ/kg.

Při experimentech na menším mezikruží (L/De=39,3) byl výskyt KTT situován různě v horní polovině testovací sekce, zatímco při experimentech na větším mezikruží (L/De=13,2) byla pozice výskytu KTT vždy na horním konci testovací sekce. KTT naměřené v rozsahu tlaků od 120 do 200 kPa pro konstantní hmotní tok a vstupní

podchlazení byly téměř stejné. V oblasti od 200 do 300 kPa byla pozorována mírná vzestupná tendence KTT.

Výsledky experimentu byly porovnány s Groeneveldovými tabulkami [18][31][33] s využitím jeho korekčních faktorů, dále s korelacemi dle Doerffera [16] (s využitím tabulek [18] z roku 1986 a zdokonalených tabulek [33] z roku 2006) a Rogerse a kol. [22]. Byla zjištěna dobrá shoda s korelací dle Rogerse, ovšem hodnoty z tabulek [18][31][33] i po přepočtení korekčních faktorů byly nadhodnocené. Porovnáním s tzv. 3-k faktor korelací od Doerffa [16] vykazovalo obdobné chování jako tabulky Groeneveldovy [18][31][33].

Přehled parametrů výše uvedených experimentů je uveden v Tab. 2

Tab. 2 Přehled parametrů experimentů na mezikruží za nízkých tlaků

	L [mm]	D _i [mm]	D _o [mm]	G [kg/m ² s]	p _{out} [kPa]	X _{th in}
Becker a kol. 1965 [34]	610-3000	9,92-10,06	17,42-24,95	50-1000	912-3600	-0,58 – -0,02
Fiori a Bergles 1968 [21]	179-254	7,92	12,55-13,61	542-1722	148-600	-0,105 – -0,01
Rogers a kol. 1982 [22]	480	13,1	22-30,2	60-648	156	-0,175 – -0,06
JSME data in Mishima a kol. 1985 [20]	300	10	19	528-4958	100	-0,01 – -0,008
El-Genk a kol. 1987 [23]	500	12,7	20-25,4	19,3-258	118	-0,14 – -0,08
Schoesse a kol. 1997 [28]	1000	10	22	20-280	128	-0,13 – -0,009
Chun a kol. 2001 [15]	1842	9,54	19,4	198-645	570-15010	-0,17 – -0,04
Haas a kol. 2013 [32]	326	9,5	13-18	250-1000	115-300	-0,11 – -0,04
Mayer a kol. 2016 [90]	454	6	16,3	49-108	110-225	-0,006

3.2 Teoretický model kritického tepelného toku

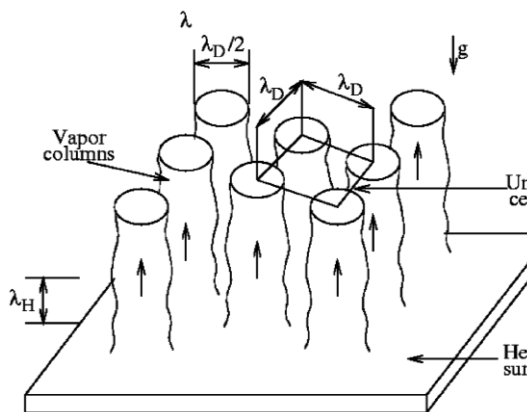
Tato kapitola představuje některé teoretické přístupy popisu mechanismu vzniku kritických tepelných toků. Většina teoretických modelů KTT byla vyvinuta pro var ve velkém objemu s důrazem na hydrodynamickou povahu děje. První část popisuje stávající model varu ve velkém objemu, druhá část se zabývá teoretickým popisem KTT při konvektivním varu.

3.2.1 Kritický tepelný tok při varu ve velkém objemu

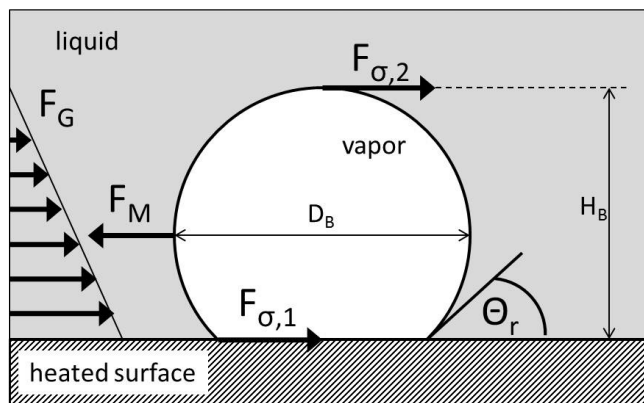
V roce 1949 uveřejnil ruský vědec Kutateladze [35] hydrodynamický model varu ve velkém objemu založený na vlivu rozpadu dvoufázového proudění v oblasti blízko vyhřívanému povrchu. Dosažením kritické rychlosti parní fáze nastává vznik KTT. Vyvinutá rovnice (23) má na pravé straně koeficient K=0,16. Tento koeficient byl získán z experimentálních dat.

$$\frac{q_{KTT}}{\Delta h_v \rho_v^{\frac{1}{2}} [\sigma g (\rho_l - \rho_v)]^{\frac{1}{4}}} = K \quad (23)$$

V roce 1959 publikoval Zuber [36] model vzniku KTT ve velkém objemu založený na proudění proudů páry od vyhříváného povrchu, kde v meziprostoru přitéká k povrchu kapalina. Při zvyšujícím se tepelném toku se prostor pro proudění kapaliny mezi proudy páry zmenšuje, až zanikne kvůli nestabilním podmínkám. Díky tomu se parní objemy formují a zanikají na vyhříváném povrchu. S pomocí Taylorovy (λ_D) a Helmholtzovy (λ_H) nestability, vyvinul Zuber stejnou rovnici jako Kutateladze [35], ale s koeficientem $K=0,131$.



Obr. 8 Idealizované proudění při odvození Kutateladze-Zuberova vztahu [37]



Obr. 9 Jedna bublinka na vytápěném povrchu pro odvození modelu podle Kandlikara [42]

Chang [38] v roce 1961 získal obdobnou rovnici jako (23). Uvažoval silové působení na stoupající bublinku. KTT podle něj nastává, když stoupající parní objem je stržen zpět k povrchu. Podmínky toho to chování jsou vyjádřeny kritickou hodnotou Weberova čísla. Touto úvahou byl navržen koeficient $K=0,098$ pro vertikální stěnu a $K=0,13$ pro horizontální povrch.

Lienhart a Dhir [39] v roce 1973 dále modifikovali Zuberův [36] model s ohledem na vliv geometrie a velikosti vyhříváné plochy.

Haramura a Katto [40] v roce 1983 rozšířili Zuberův [36] model o malé parní proudy v makro vrstvě kapaliny pod parní bublinkou. Tato teorie se v nových měřeních nepotvrdila.

Rohsenow a Griffith. [41] se v roce 1956 zabývali blokováním přísunu kapaliny k vyhřívánému povrchu pokrytému vrstvou bublinek. Načež navrhli rovnici (24) pro výpočet KTT.

$$\frac{q_{KTT}}{\Delta h_v \rho_v} = C_{m/s} \left(\frac{g_{loc}}{g} \right)^{\frac{1}{4}} \left(\frac{\rho_l - \rho_v}{\rho_v} \right)^{0.6} \quad (24)$$

Kde $C_{m/s}$ je rozměrný koeficient $C_{m/s} = 0,012 \text{ m/s}$ a g_{loc} a g jsou lokální a standardní gravitační zrychlení.

Výše popsány modely popisují pouze hydrodynamický aspekt dvoufázového proudění. Podle Kandlikara [42] (2001) je třeba uvážit i vliv interakce mezi kapalinou a povrchem. Jím vyvinutý model predikce KTT při varu ve velkém objemu zahrnuje vliv vzájemného působení mezi kapalinou a povrchem. Parametr kontaktního úhlu ustupující kapaliny se stal důležitou vstupní veličinou.

Situace uvažovaná Kandlikarem [42] je zobrazena na Obr. 9. Vypařování bublinky vede k hybnostní síle rovnoběžné s vytápěným povrchem působící proti gravitaci a povrchovému napětí. Tato síla tlačí rozhraní bublinky do okolní kapaliny. Pokud

hybnostní síla v důsledku odpařování překročí zádržné síly povrchového napětí $F_{\sigma 1}$ a $F_{\sigma 2}$ a gravitační sílu F_G , potom může být iniciován KTT růstem suché zóny.

$$F_M = F_{\sigma 1} + F_{\sigma 2} + F_G \quad (25)$$

Při vypařování produkovaná pára způsobuje změnu hybnosti. Jejím důsledkem je síla působící na rozhraní kapaliny a povrchu. Rozhraní je v modelu reprezentováno dvourozměrnou plochou s výškou H_B a rozměrem šířky kolmým na tuto plochu. Rovnice (26) vyjadřuje změnu hybnosti pomocí vypařovaného hmotnostního toku a rychlosti páry.

$$F_M = \left(\frac{\dot{q}_l}{\Delta h_v} \right)^2 \frac{1}{\rho_v} H_B \quad (26)$$

Kde \dot{q}_l je tepelný tok na rozhraní.

Síla od povrchového napětí na základně bublinky $F_{\sigma 1}$ působí na třífázovém rozhraní kapaliny, páry a pevné fáze. V horní části bublinky působí síla $F_{\sigma 2}$ mezi kapalinou a parní fází. Tyto síly jsou uvedeny na jednotku délky kolmou k rovině, viz rovnice (27),(28)

$$F_{\sigma 1} = 1 \sigma \cos \theta_r \quad (27)$$

$$F_{\sigma 2} = 1 \sigma \quad (28)$$

Kde σ je povrchové napětí kapaliny a θ_r je kontaktní úhel ustupující kapaliny.

Síla od gravitace závisí na orientaci ohřívaného povrchu, kterou definuje úhel γ a hydrostatickým tlaku určeným výškou H_B s jednotkou šířky.

$$F_G = \frac{1}{2} g (\rho_l - \rho_v) H_B H_B 1 \cos \gamma \quad (29)$$

Jednotlivé síly (26),(27),(28) a (29) jsou dosazeny do rovnice (25). Dále je průměr bublinky vyjádřen s ohledem na vlnovou délku Taylorovy nestability parního filmu na vytápěném povrchu. Tepelný tok na rozhraní \dot{q}_l by měl odvádět tepelný tok z ovlivněné oblasti povrchu okolo bublinky o rozměru $2 D_b$ (D_b je průměr bublinky při odtržení od povrchu) tento mechanismus byl již uvažován Hanem a Griffithem [43] v roce 1965. Výsledná rovnice pro var ve velkém objemu zahrnující vliv kontaktního úhlu ustupující kapaliny má tvar (30).

$$\frac{q_{KTT}}{\Delta h_v \rho_v^{\frac{1}{2}} (\sigma g (\rho_l - \rho_v))^{\frac{1}{4}}} = \left(\frac{1 + \cos \theta_r}{16} \right) \left[\frac{2}{\pi} + \frac{\pi}{4} (1 + \cos \theta_r) \cos \gamma \right]^{\frac{1}{2}} \quad (30)$$

Jak je patrné rovnice (30) má na levé straně stejný tvar jako rovnice (23), ovšem na pravé straně není konstanta, ale člen přímo závislý na kontaktním úhlu ustupující kapaliny a orientace povrchu. Vztah dává uspokojivé výsledky pro úhly γ od 0 do 90°. Vliv podchlazení kapaliny není ve vztahu postihnout.

Kolev [44] vyvinul jeden model jak pro přestup tepla tak kritický tepelný tok. Uvažoval vliv růstu a odtržení bublinek na narušování mezní vrstvy. Použil uvedené modely pro kritickou velikost odtrhujících se bublinek, hustotu aktivních nukleačních jader na povrchu a vzdálenost mezi nimi. Pro výpočet hustoty aktivních nukleačních jader možno použít následující vztah podle Wanga a Dhira [45]

$$n_{acr} \approx n_{cav} (1 - \cos \theta) / D_{Bcrit}^6 \quad (31)$$

Kde n_{cav} je počtem mikrokavit na jednotku plochy, θ je statický kontaktní úhel a D_{Bcrit} je kritický průměr bublinky vyjádřený rovnicí (32)

$$D_{Bcrit} \approx \frac{T_{sat}}{T_w - T_{sat}} \frac{4\sigma}{\rho'' \Delta h_v} \quad (32)$$

Rovnice (31) ukazuje, že pokud zvětšíme kontaktní úhel, zvedne se i počet aktivních nukleačních jader. Počet aktivních jader také zvyšuje počet mikro kavit na vyhřívaném povrchu.

Kolev [44] zavedl časově zprůměrované hodnoty fluktuace rychlosti pro mechanismus přenosu tepla turbulentními v mezní vrstvě. Tepelný tok se vztahuje k poměru $\Delta\tau_w/\Delta\tau_d$, kde $\Delta\tau_w$ je čekací čas mezi uvolněním a znovu aktivací bublinky a $\Delta\tau_d$ je čas potřebný pro růst bublinky do kritické velikosti k uvolnění.

Se zvyšující se teplotní diferencí mezi povrchem a teplotou kapaliny se zvyšuje hustota nukleačních jader. To způsobuje snížení průměru bublinek a snížení času potřebného k uvolnění bublinky. Při dosažení určité teplotní difference dosáhne tepelný tok svého maxima a nastává KTT. Chování tohoto modelu je velice zajímavé, protože je odvozeno přímo z mechanismu přenosu tepla při bublinkového varu. Vzhledem k použití hustoty nukleačních jader jako vstupního parametru je KTT přímo závislý na statickém úhlu smáčení. Přičemž by se podle tohoto modelu měl KTT zvyšovat při poklesu tohoto úhlu.

Model podle Koleva [44] dosáhl dobré shody s literaturou jak v oblasti přestupu tepla při varu syté kapaliny ve velkém objemu, tak v KTT.

3.2.2 Kritický tepelný tok při konvektivním varu

Kritický tepelný tok při konvektivním varu byl rozsáhle zkoumán vzhledem k důležitosti jeho přesného určení v aplikacích, jako jsou jaderné reaktory a parogenerátory. Metody predikce KTT jsou založeny buď na empirických korelacích, fyzikálních modelech mechanismu vzniku KTT, nebo tabulkách KTT. Tyto metody jsou většinou vyvinuty pro provozní podmínky varných reaktorů nebo tlakovodních reaktorů. Přesto je největší počet experimentů proveden na trubkách. Přehled experimentů a metod predikce KTT je popsán v práci Chenga a Müllera [12].

Několik empirických korelací bylo vyvinuto pro různé podmínky tlaku, hmotnostního toku, lokální suchosti, průměru trubek a druhu tekutiny. Tyto korelace ovšem platí pouze v daném rozsahu experimentálních výsledků, ze kterých se tyto korelace sestavovaly. Empirické korelace, které pokrývají široký rozsah vstupních parametrů, jsou například Doroščuk [46], Koňkov [47], nebo Katto [48].

Tabulky KTT předpovídají KTT pro trubky jako funkci tlaku, hmotnostního toku a termodynamické suchosti. Tabulky jsou sestaveny pro unifikovaný průměr trubky s velkým počtem experimentálních dat. Odchytky geometrie díla od modelového případu na trubce jsou korigovány korekčními koeficienty. Výhodou tabulek je široká oblast aplikovatelnosti a jednoduché použití. Nicméně přesnost predikce silně závisí na dostupnosti experimentálních dat co nejbližší daným podmínkám a korekčních faktorech které musí mít správné trendy.

Stejně jako teoretické modely KTT ve velkém objemu je i většina modelů KTT při konvektivním varu zaměřena pouze na hydrodynamickou povahu jevu. Přehled modelování KTT publikoval například Katto v práci [14].

V roce 1983 vyvinuli Wiesman a Pei [49] teorii založenou na omezování toku studené kapaliny k vyhřívanému povrchu přes vrstvu bublin přilehlou ke stěně. Model popisuje vrstvu bublin mezi ohříváním povrchem a kapalným jádrem. Parní objemy blízko povrchu zabraňují přísunu studené kapaliny z jádra proudu k ohřívání stěně až do hodnoty kritického objemu páry ve vrstvě. Objemový podíl páry (void fraction) je definován bilancí proudění páry okolo povrchu a vnitřním prouděním kapalného jádra na rozhraní vrstvy bublin. Tento kritický objemový poměr páry (void fraction) ve vrstvě byl stanoven na 0,82. Základní model Weismana a Peie [49] rozšířila a zdokonalila následná

práce Yinga a Weismana [50] z roku 1986 a práce Weismana s Ileslamlou [51] v roce 1988.

Ačkoli původní model byl vyvinut pro trubky, v práci Lina a Weismana [52] z roku 1990 došlo k rozšíření modelu o predikci kritických tepelných toků na vnitřně vyhřívaných mezikružích. Autoři našli empirický korekční faktor závislý na poměru průměrů mezikružích. Tento faktor následně násobil hodnoty KTT vypočtených dle modelu Weismana a Peie [49] pro kruhové trubky se shodným charakteristickým tepelným rozměrem D_e .

$$\dot{q}_{\text{KTTmezikružích}} = \left(1,46 - \frac{0,27D}{d}\right) \dot{q}_{\text{KTTtrubky}} D_e \quad (33)$$

Kde d je venkovní průměr vnitřní trubky a D je vnitřní průměr venkovní trubky. Tato korekce dosahovala dobré shody s literaturou pro tlaky od 6800 kPa do 15500 kPa (od 6,8 MPa do 15,5 MPa).

Teorii vyschnutí kapalného filmu pod parní blánou publikoval Lee a Mudawar [53] v roce 1988. Model popisuje vyschnutí tenké vrstvy kapaliny pod přerušovanou parní blánou. Při podmínkách blízkých KTT dochází k dotyku parní blány s vyhřívanou stěnou v důsledku Helmholtzovy nestability. Tímto vzniklá suchá oblast se rychle rozšiřuje po vytápěné stěně, pokud podchlazená kapalina není schopna zásobovat tenkou vrstvu kapaliny pod parním filmem. Kritická délka parní blány podél vytápěného povrchu je definována kritickou Helmholtzovou vlnovou délkou. Model používá tři empirické konstanty pro vyhodnocení teploty kapaliny vstupující do tenké vrstvy na vytápěném povrchu a stanovuje tloušťku vrstvy.

Tento model v roce 1992 vylepšil a rozšířil Katto [54]. Do modelu byl přidán jeden empirický koeficient parní rychlosti, který je závislý na Reynoldsově čísle, objemové suchosti a poměru hustot kapalně a parní fáze. Tento koeficient nahradil tři empirické konstanty a rozšířil platnost na nižší tlaky. Zároveň tento koeficient zohledňuje i jiné kapaliny než jen vodu.

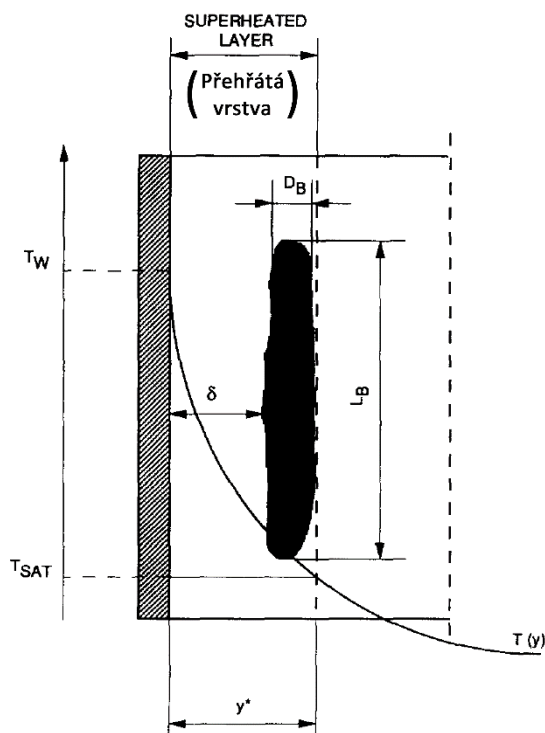
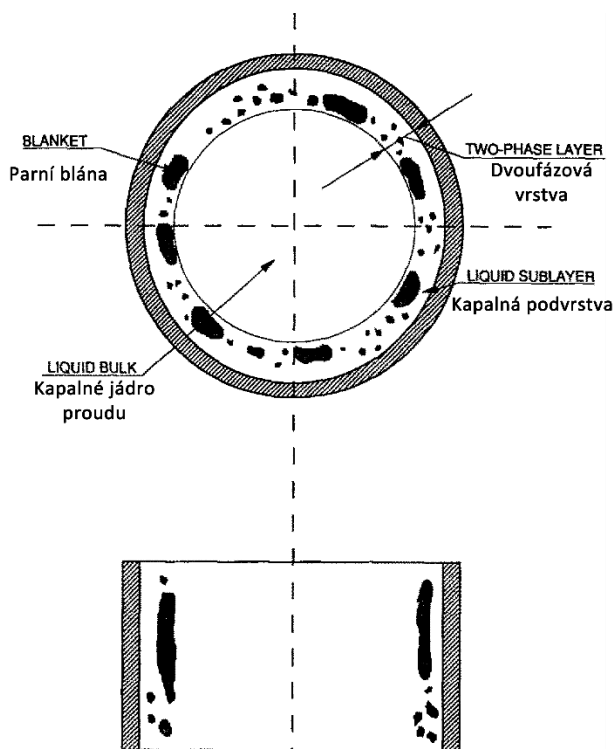
V roce 1994 Celata a kol. [55] porovnali čtyři korelace a tři teoretické modely s experimentálními daty s ohledem na požadavky fúzního reaktoru tedy nízké tlaky (100 až 8400 kPa), vysoké hmotnostní toky (2000 až 9000 kg/(m²s)) a vysoké vstupní podchlazení. Podle předpokladu Celaty a kol. [55], modely Leea a Mudawara [53] a Weismana a Ileslamloua [51] nedávaly uspokojivé hodnoty v oblasti nižších tlaků vzhledem k tomu, že obsahovaly empirický koeficient odvozený pro tlaky vyšší než 7000 kPa. Podle autorů [55] je hlavním důvodem nepřesnosti těchto modelů v oblasti nízkého tlaku předpoklad tenké vrstvy páry na vyhřívaném povrchu při zachování rychlostního profilu kapalného jádra. Tento předpoklad je neplatný pro dvoufázové proudění při kritickém tepelném toku za nízkých tlaků. Kattou [54] model dával lepší výsledky, nicméně více než 50 % dat nemohlo být vypočteno tímto modelem, protože vyžadoval objemovou suchost vrstvy pod 0,7. Tento horní limit definoval oblast platnosti předpokládaného homogenního proudění ve vrstvě bublinek [54].

Celata a kol. [56] vylepšil předcházející modely Leea a Mudawara [53] a Weismana a Ileslamloua [51] odstraněním empirických koeficientů. Vyvinul postup vyjádření tloušťky vrstvy a teploty kapaliny vstupující do tenké vrstvy na vyhřívaném povrchu s uvažováním rozložení teplot napříč průřezem trubky.

Základní situace tohoto teoretického modelu je založena na podchlazeném kapalném jádru proudícím vertikální trubkou viz Obr. 10 a Obr. 11. Var se koná v přehřáté vrstvě kapaliny na vyhřívané stěně. Malé bublinky se shlukují do protáhlé parní blány v blízkosti stěny. Pod touto parní blánou existuje velmi tenká vrstva kapaliny. KTT nastává, pokud se tato vrstva vypaří během doby přechodu parní blány.

$$\dot{q}_{KTT} = \frac{\rho_l \delta \Delta h_v}{\tau} = \frac{\rho_l \delta \Delta h_v}{L_B} U_B \quad (34)$$

Kde δ je počáteční tloušťka kapalně vrstvy, ρ_l hustota kapaliny, Δh_v výparné teplo, τ doba průchodu parní blány $\tau = \frac{U_B}{L_B}$ je vypočtena na základě délky parní blány L_B a její rychlosti U_B .



Obr. 10 Schéma podchlazeného varu blízko KTT podle Caleta[56]

Obr. 11 Schéma přehřáté vrstvy kapaliny při dvoufázovém proudění blízko KTT podle Celeta [56]

Podobně jako v případě modelů podle Lee a Mudawara [53] a Katto [54] je kritická délka parní blány definována na základě kritické vlnové délky Helmholtzovy nestability na rozhraní páry a kapaliny. Rychlost parní blány je definována silovou rovnováhou mezi vztlakovou silou a unášivou silou proudu. Matematický popis jednotlivých sil a detailní popis lze nalézt v [56].

Vliv povrchu na KTT je obsažen v tloušťce parního filmu v modelu Celata [56]. Předpokládá se, že tloušťka filmu je rovna průměru bublinky při uvolnění z povrchu. K výpočtu průměru D_B byla použita rovnice podle Stauba [57].

$$D_B = \frac{32 \sigma f(\theta) \rho_l}{\zeta G^2} \quad (35)$$

Kde ζ je součinitel tření a $f(\theta)$ je funkce závislá pouze na kontaktním úhlu θ . Staub [57] doporučoval hodnoty $f(\theta)$ od 0,02 do 0,03 pro vodu. Celata [56] použil $f(\theta) = 0,03$.

Drsnost povrchu použitá pro výpočet koeficientu tření ζ je doporučena jako 0,75 D_B . Z toho vyplývá, že jediná veličina zahrnující vliv interakce kapaliny s povrchem je tloušťka parního filmu D_B (rovnice (35)). Nicméně tento průměr vystupuje ve výpočtu jak rychlosti parní blány tak ve výpočtu počáteční tloušťky přehřáté vrstvy δ .

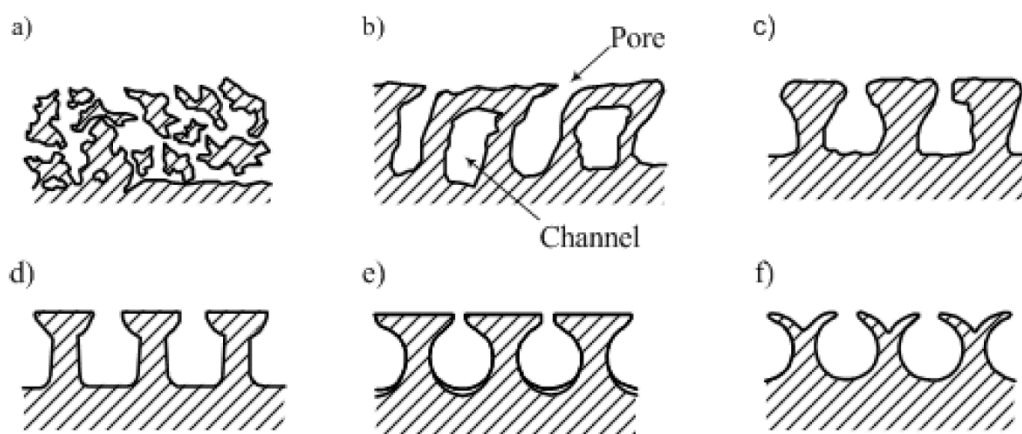
Celata a kol [56] testovali svůj model s 1888 experimentálními daty KTT při podchlazeném varu pro trubky v rozsahu parametrů tlaku 100 až 8400 kPa, vnitřního

průměru trubky 0,3 až 25,4mm, délky kanálu 2,5 až 610mm, hmotnostního toku od 1000 do 90000 kg/(m²s) a vstupní podchlazení od 25 do 255 °C.

Výsledkem byla dobrá shoda s experimentálními daty a lepší výsledky než při použití modelu dle Katto [54] v tomto rozsahu parametrů. Při podmínkách blízkých se nasycení ($x_{th} \approx 0$) model podhodnocoval KTT. Autoři toto chování vysvětlovali tím, že tento model je vyvinut pouze pro podmínky podchlazeného varu.

3.3 Měření KTT vzhledem k smáčivosti a struktuře povrchu

V roce 2008 publikoval Poniewski a Thome [58] dílo shrnující stav poznání v oboru varu ve velkém objemu na mikro strukturovaných površích. V této knize jsou popsány různé metody úprav povrchu. Příklady jednotlivých průmyslově vyráběných povrchů jsou uvedeny na Obr. 12. Tyto struktury jsou přednostně vyráběny na měděných trubkách a jsou obvykle využívány pro var nebo kondenzaci různých chladiv.



Obr. 12 a) porézní vrstva slinutých částic kovu s průměrem od 10 do 100 μm – High Flux (UOP); b) deformované žebra trubky s rozříznutím a ohnutím podél hrany, s průměrem pórů přibližně 100 μm – Thermoexcel (Hitachi); c) rýhovaná a stlačená žebra, Turbo-B (wolverine Tube); d), e) a f) rozštěpená a stlačená žebra: d) Gewa-TX; e) Gewa-TX; f) Gewa-TXY (Wieland-Werke) [58]

Ostatní povrchové úpravy jsou slinovaný prášek, termické nástřiky, kovová vlákna a kombinované struktury. Termické nástřiky mohou být nanášeny plazmou, elektrickým obloukem a plynovým hořákem. Tyto nástřiky vynikají dobrými mechanickými vlastnostmi a přilnavostí k povrchu. Všechny tvoří porézní povlaky, ale je těžké dosáhnout dobré pórovitosti s otevřenými póry.

Pro výrobu povrchů z vláken jsou používána jednotlivá vlákna kovů, jako je měď, ocel, nikl, nebo hliník ve škále průměrů od 10 do 100 μm a o délce 1 až 10 mm. Tenká vlákna jsou o požadovaném průměru a délce nanesena na rovný povrch. V dalším kroku jsou slinována a lisována pro dosažení požadované tloušťky a pórovitosti. Následně je vrstva připevněna na základní povrch pomocí svařování nebo pájení. Výhody takovýchto povrchů jsou v možnosti nastavení strukturálních parametrů (tloušťka, pórovitost), vysoká pórovitost s otevřenými póry.

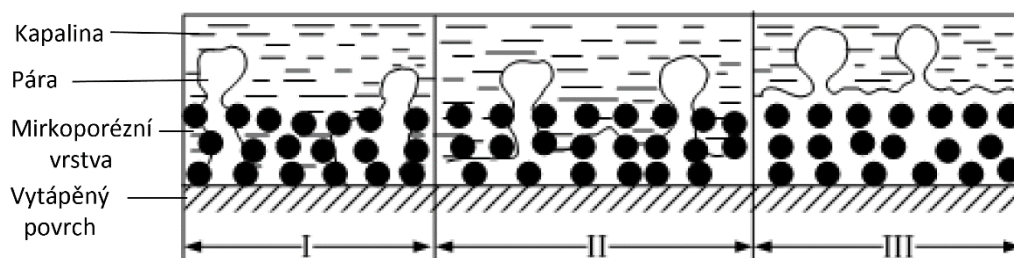
Strukturované povrchy v porovnání s hladkými povrchy mívají menší počáteční přehřátí povrchu, vyšší koeficient přestupu tepla a vyšší stabilitu procesu varu. Většina experimentů s povrchy ze slinutého prášku potvrzuje existenci optimální tloušťky vrstvy, která dává nejvyšší koeficient přestupu tepla. Obecně lze říci, že lepší výsledky koeficientu přestupu tepla pro var ve velkém objemu dávají tenčí vrstvy. Technologie

slinutých prášků prozatím není ve velkém měřítku průmyslově aplikovaná, krom High Flux od společnosti UOP.

Výzkum KTT při varu ve velkém objemu se zaměřením na vliv struktury povrchu a smáčivosti povrchu je uveden v následujícím textu.

3.3.1 Experimenty při varu ve velkém objemu

V roce 1986 Malysenko a Styrikovich [59] experimentovali s porézní vrstvou na vzorcích 10x40mm za podmínek varu ve velkém objemu s vodou a etanolem zejména při atmosférickém tlaku. Porézní povrchy byly ze slitiny nikl-chrom (NiCr) nebo korundu (Al_2O_3) k jejich výrobě byla použita metoda slinovaných prášků a plazmového nástřiku. Tloušťka porézního povrchu byla 0,15 až 3mm porezita $\varepsilon=0,2 - 0,5$, průměr částic 0,63-450 μm a vodivost naneseného povrchu $\lambda=0,7-3,1\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ s úhlem smáčivosti na vodě $\theta=40^\circ$ na etanolu $\theta\approx 0^\circ$. Během experimentu byly rozlišeny tři druhy varu v porézní vrstvě, viz Obr. 13.



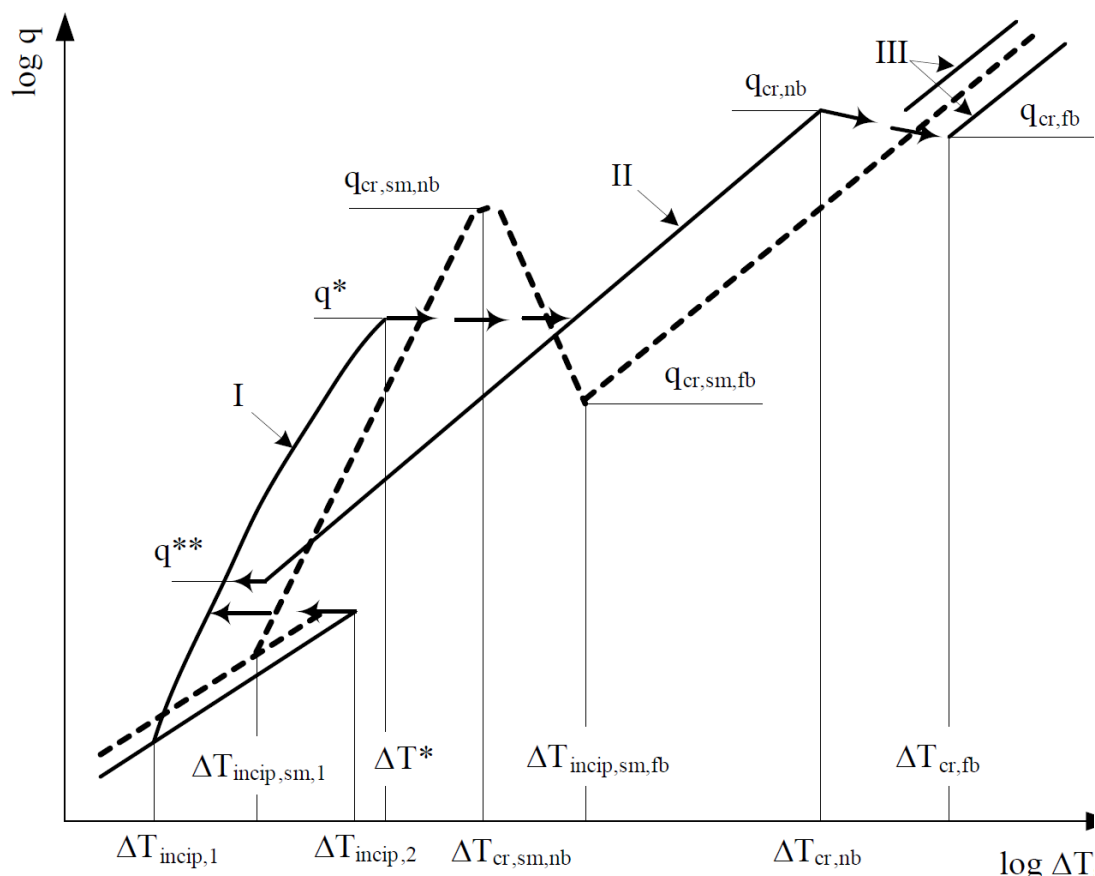
Obr. 13 Druhy varu v porézní vrstvě podle Malysenka [59] I – bublinkový - jednotlivé parní proudy nespływají a kapalina zůstává v kontaktu se základní plochou

II - bublinkový - oblast kapaliny se posunuje nahoru, ale je pořád uvnitř porézní vrstvy

III-blánový - souvislý parní film vyplňuje celou porézní vrstvu

V závislosti na oblasti na křivce varu byl koeficient přestupu tepla na porézním povrchu 5krát až 15krát vyšší než na technicky hladkém povrchu. Kritický tepelný tok byl několikrát vyšší než na hladkém povrchu. Obecný průběh křivky varu porézního povrchu ve velkém objemu podle Malysenka [58] je znázorněn na Obr. 14.

V první části grafu je znázorněn počátek varu na upraveném povrchu při nižším rozdílu teplot povrchu a kapaliny než u hladké trubky $\Delta T_{\text{incip},1} < \Delta T_{\text{incip},\text{sm}1}$. $\Delta T_{\text{incip},2}$ ohraničuje metastabilní oblast, kdy ještě nedošlo k vývoji žádných parních objemů a jakákoliv porucha vyvolá přechod z režimu přirozené konvekce do I bublinkového varu. V části $q < q^*$ je většina páry generována v porézní vrstvě, kde zbytky kapaliny jsou v kontaktu se základním vytápěným povrchem. V této oblasti je závislost $q \approx \Delta T_{\text{sl}}^2$ obdobně jako pro hladký povrch. V místě q^* přechází bublinkový var I do bublinkového varu II, kde kapalina už není v kontaktu se základním povrchem a tepelný tok je lineárně úměrný rozdílu teploty povrchu a kapaliny $q \approx \Delta T_{\text{sl}}$. Při překročení $q_{\text{cr,nb}}$ dochází ke KTT a přechodu na III blánový var, koeficient přestupu tepla je v této oblasti obdobný jako pro hladký povrch. Při snížení tepelného toku dochází k druhé krizi přestupu tepla mnohem dříve než u hladkého povrchu (bod $q_{\text{cr,fb}}$). Při dalším snižování tepelného toku se projevuje hysterezní chování, při kterém se II-bublinkový var uchovává až do q^{**} a až při poklesu tepelného toku pod tuto hodnotu nastává I bublinkový var.



Obr. 14 Křivka varu pro vytápěný povrch: plná křivka pro povrch s porézni úpravou s nízkou tepelnou vodivostí, čárkovaná pro technicky hladký povrch dle Malyszenka a kol. převzato z [58] indexy sl=povrch kapalina (surface-liquid) incip=počátek (incipience) sm=hladký povrch (smooth) fb=druhá krize varu (film boiling) nb=první krize varu (nucleate boiling)

You a kol. [60] v roce 2004 shrnuli poznatky o přestupu tepla a kritických tepelných tocích na mikroporézních površích při varu ve velkém objemu a konvektivním varu pro vysoce smáčivé kapaliny jako je FC-72, FC-87 a R-123. Podle [60] porézní povlaky na rovné ploše při varu ve velkém objemu, zvýšily KTT až o 100%.

Chang a You [61] v roce 1997 zkoumali přenos tepla na horizontální trubce při varu ve velkém objemu s kapalinami FC-87 a R-123. Trubka během experimentů byla jak hladká tak opatřena mikroporézním povlakem. Během experimentů se na porézním povrchu zlepšil koeficient přestupu tepla ovšem zvýšení KTT oproti hladké trubce nebylo pozorováno. Toto chování je odlišné od chování na plochém povrchu. Autoři toto chování připisují zvýšenému podílu páry na horní straně trubky kvůli stoupajícím objemům páry ze spodní části, které zabraňují přístupu kapaliny k smáčení vrchního povrchu.

Fong a kol. [62] v roce 2001 zkoumali vliv drsnosti povrchu zirkoniových trubek (Zircaloy-2) na KTT při varu ve velkém objemu. Experiment probíhal při atmosférickém tlaku s vodou na teplotě sytosti. Trubky měly venkovní průměr 19,5 mm, tloušťku stěny 0,76 mm a délka trubek byla 450 mm. Topný výkon se zvyšoval po velmi strmé rampě 75 kW/s na nastavenou hodnotu, na té vytrval po 2 s a poté byl vypnut. Pokud nenastal KTT byl výkon zvýšen a procedura se opakovala. Režimy varu během zvyšování tepelného výkonu byly zaznamenávány videokamerou. KTT tok byl identifikován vizuálně, pokud nastal blánový var při nastaveném tepelném výkonu.

Drsnost povrchu trubek byla upravována tryskáním skleněnými kuličkami o různých průměrech. V porovnání s technicky hladkými trubkami byl pozorován vzrůst KTT maximálně o 57% to je z $0,86 \text{ MW/m}^2$ na $1,35 \text{ MW/m}^2$. Vzhledem k velkému rozptylu hodnot drsností nebyla nalezena žádná korelace s KTT. Nicméně autoři našli souvislost mezi exponentem povrchové drsnosti a hodnotami KTT. Exponent povrchové drsnosti je odvozen z průměrného rozdílu výšek profilu a vzdálenosti mezi těmito měřenými body, odpovídá gradientu povrchu v malé oblasti ($r < 8 \mu\text{m}$). Více detailů v [62].

Fong a kol. [62] předpokládají, že zlepšení KTT souvisí se změnami kontaktního úhlu θ a počtu nukleačních jader. Mikro-topologické vlastnosti otryskaného povrchu zvyšují počet nukleačních jader a předpokládaný snížený kontaktní úhel pomáhá k uvolňování menšího průměru bublinek, což vede k menšímu průměru případných suchých míst, které jsou následně snáze smáčeny. Výsledný vliv zvýšeného počtu nukleačních jader a sníženého kontaktního úhlu vede ke zvýšení KTT. Nicméně Fong a kol. [62] kontaktní úhel neměřili.

Měření bylo provedeno až v pozdější práci v roce 2003, kde Fong a kol. [63] zkoumali vliv oxidické vrstvy na otryskaném povrchu. Během experimentu bylo pozorováno zvětšení kontaktního úhlu vlivem oxidické vrstvy na otryskaném povrchu. Měřený kontaktní úhel vzrostl o 12° . Oxidační vrstva měla malý vliv na drsnost povrchu. Při korelaci mezi kontaktním úhlem a KTT byla pozorována dobrá shoda pouze při uvážení čistě otryskaných zirkoniových trubek. Při zahrnutí trubek s oxidickou vrstvou na otryskaném povrchu korelace dávala podstatně horší shodu. Toto chování naznačovalo, že kontaktní úhel není vhodným parametrem pro předpověď KTT. Zatímco koeficient povrchové drsnosti odpovídal mnohem lépe dosahovaným hodnotám KTT. Proto autoři tento faktor vyhodnocují jako vhodnější parametr k předpovědi KTT.

Ahn a kol. [64] v roce 2010 zkoumali KTT na modifikovaném rovném povrchu při varu ve velkém objemu. Povrch $20 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$ o tloušťce $0,7 \text{ mm}$ ze zircaloy-4 byl upraven anodickou oxidací. Leštěné a vyčištěné desky byly eloxovány s různými expozičními časy od 0 do 600 sekund s kyselinou fluorovodíkovou při napětí 20 V DC a konstantní teplotě lázně 10°C . Elektrochemická oxidace povrchu probíhala pouze na rozhraní s kyselinou. Takto vytvořený povrch vykazoval mikro až nano struktury ovlivňující smáčivost. Byl pozorován pokles statického kontaktního úhlu kapky na povrchu se zvyšující se dobou eloxování. Statický kontaktní úhel se pohyboval v rozmezí od $49,3^\circ$ pro neeloxovaný povrch až k hodnotám blízkým 0° pro 600 sekund eloxovaný povrch.

Křivka varu byla pro všechny povrchy téměř identická (podobný koeficient přestupu tepla). Nicméně, kritické tepelné toky pro upravené povrchy byly znatelně vyšší než na hladkém povrchu. Se snižujícím se kontaktním úhlem docházelo k zvýšení KTT. Nejvyšší nárůst KTT byl pozorován pro povrchy s kontaktním úhlem pod 10° .

Autoři porovnávají svoje výsledky s daty Hahneho a Diesselhorsta [65] a modelu podle Kandlikara [42]. Naměřená data a teoretické hodnoty dávají kvalitativně podobnou tendenci zvyšujícího se KTT se snižujícím se kontaktním úhlem. Nicméně, vzorky s kontaktním úhlem menším než 10° vykazují stoupající trend KTT což neodpovídá teoretickému model podle Kandlikara [42] u kterého je křivka KTT v této oblasti plochá.

Kim a kol. [66] v roce 2007 prováděli experimenty KTT s drátem při varu ve velkém objemu vody a nanokapalin. Nerezový drát s průměrem $0,321 \text{ mm}$ a délce 120 mm byl umístěn horizontálně v nádrži. Byly použity tři různé druhy částic: oxid hlinitý (Al_2O_3), oxid zirkoničitý (ZrO_2) a oxid křemičitý (SiO_2). Z každého typu částic byly vytvořeny nanokapaliny na bázi vody s objemovým zastoupením nanočástic $0,001\%$, $0,01\%$ a $0,1\%$. Pro porovnání byl KTT naměřen i v čisté demineralizované vodě jakož to i v jednotlivých nanokapalinách. KTT byl definován rozzářením drátu a s tím související

změnou odporu drátu. V porovnání s KTT v čisté demineralizované vodě prokázaly všechny nanokapaliny zvýšení KTT. Zvýšení KTT bylo mezi 11,5% až 52% pro 0,001 objem.%, 15 % až 75 % pro 0,01-objem.%, a 20% až 80% pro 0,1-objem.% koncentrace částic.

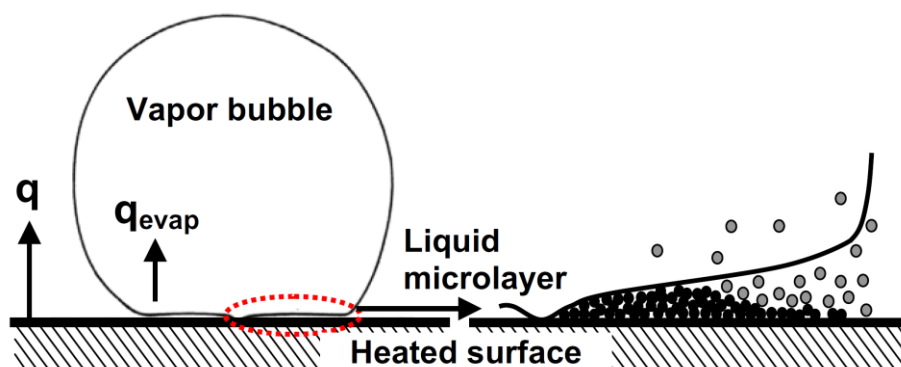
Na snímcích z rastrovacího elektronového mikroskopu (SEM) byl patrný jasný rozdíl ve struktuře povrchu při varu v čisté vodě a nanokapalinách. Drát, který vařil v čisté vodě, zůstal hladký, zatímco povrch drátu, který vařil v nanokapalině, si vytvořil nepravidelnou porézní vrstvu. Tato vrstva ovlivnila přestup tepla změnou plochy, drsnosti a smáčivosti drátu. Pro změření kontaktního úhlu a dalších parametrů povrchu byly vyrobeny ploché nerezové (AISI 316) destičky s šířkou 5 mm délkou 45 mm a tloušťkou 0,05 mm. Jednotlivé destičky vařily v demineralizované vodě i v nanokapalinách s výkonem 500 kW/m^2 po dobu 5 minut (jedna kapalina jedna destička). Kritického tepelného toku na těchto destičkách nebylo dosahováno. Statický kontaktní úhel byl měřen metodou sedící kapky na plochem povrchu při teplotě okolního vzduchu 22°C . Kontaktní úhel byl stejný, pokud byla použita demineralizovaná voda nebo nanokapalina. Na površích, které prošly varem, byl naměřen znatelně nižší kontaktní úhel než na površích, které vařily v čisté vodě. Statický kontaktní úhel na površích, které vařily v čisté vodě, se pohyboval okolo 80° , zatímco na površích, které vařily v nanokapalině tento úhel nabýval hodnot od 8° do 36° .

Autoři dospěli k závěru, že zvýšení KTT bylo zapříčiněno modifikací povrchu depozicí nanočástic tvořících porézní vrstvu. Předpokládali, že snížení kontaktního úhlu je důležitým parametrem ovlivňujícím zvýšení KTT. Výsledky podrobili diskuzi s různými modely, které brali v úvahu smáčivost povrchu. Jak teorie smáčení horkých míst dle Theofanous [72] tak teorie interakce bublin podle Koleva [44] kvalitativně podporovaly zvýšení KTT se zvýšením smáčivosti povrchu.

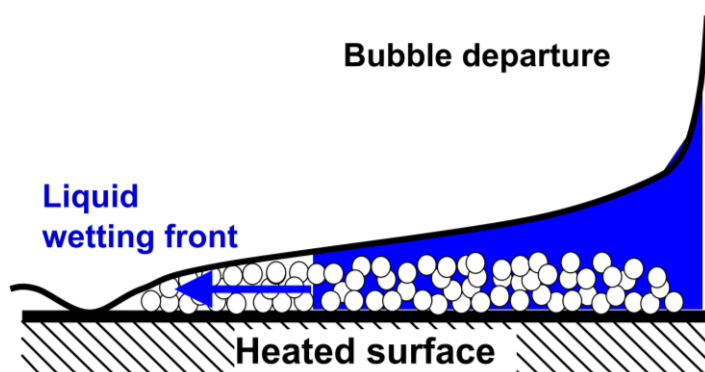
Kim a kol. [67] v roce 2006 provedli experiment KTT ve velkém objemu při atmosférickém tlaku s Ni-Cr drátem o průměru 0,2 mm. Do vody byly přidány nanočástice TiO_2 nebo Al_2O_3 s objemovou koncentrací od $10^{-5}\%$ do $10^{-1}\%$. Do koncentrace částic Al_2O_3 $10^{-3}\%$ byl pozorován vzrůst KTT o 70% oproti hodnotám na čisté vodě. Po překročení této koncentrace byl nárůst KTT velice mírný. Stejné chování bylo zaznamenáno i pro TiO_2 s rozdílem že nárůst KTT o 80% byl při koncentraci $10^{-2}\%$. Autoři pozorovali obalení topného drátu povlakem z nanočástic, proto po naměření KTT s nanokapalinou použili stejný drát pro experiment v čisté vodě. Výsledné KTT prakticky kryly výsledky naměřené v nanokapalině Al_2O_3 . Pro povlak z TiO_2 nebyl pozorován asymptotický trend zvyšování KTT na rozdíl od varu v nanokapalině TiO_2 . Tudíž výsledný KTT v čisté kapalině pro povrch vytvořený v 0,1% roztoku TiO_2 byl o 150% vyšší než pro čistý povrch. Smáčivost povrchů nebyla měřena. Podobný experiment, ale s rovnou Cu a Ni destičkou a měřením kontaktního úhlu provedl Kim a kol. [68] v roce 2010. Dosáhl zvýšení KTT o 30-40% při varu v nanokapalině a následně stejného zvýšení při varu v čisté vodě s použitím topného povrchu povlakovaného při předchozím experimentu s nanokapalinou.

Kwark a kol. v roce 2010 experimentovali s tloušťkou vrstvy usazených nanočástic na plochem ohřívaném povrchu. Mechanismus usazování nanočástic je zobrazen na Obr. 15. Při překročení určité tloušťky povlaku nanočástic byl pozorován asymptotický trend, kdy další zvyšování tloušťky nevedlo k žádnému zvýšení KTT. Pro tlustší povlaky byl dokonce pozorován pokles KTT. Na Obr. 16 je znázorněn mechanismus zlepšení KTT díky povlaku z nanočástic.

Přehled jednotlivých experimentů KTT při varu ve velkém objemu s nanokapalinami je dostupný v [70], [71] a do roku 2010 v [37]



Obr. 15 Mechanismus depozice nanočástic na vyhříváném povrchu[69]



Obr. 16 Mechanismus zvýšení KTT vlivem povlaku z nanočástic (dominantní smáčivost) [69]

3.3.2 Experimenty při konvektivním varu

Ammerman a You [73] v roce 2001 měřili KTT na mikroporézním povrchu při konvektivním varu FC-87 v malých horizontálních čtvercových kanálech s hranou o délce 2mm a topenou délkou 80mm. Pouze spodní strana kanálu byla vytápěna. Vzrůst KTT byl v rozmezí od 14 % do 36 % ve srovnání s technicky hladkým povrchem. Zvýšení KTT je v porovnání se zvýšením KTT při varu ve velkém objemu malé (zvýšení o 100%). Autoři tento rozdíl vysvětlují omezeným množstvím kapaliny ve vytápěném kanále.

Stein [74] v roce 2004 prováděl experimenty KTT při konvektivním varu v trubkách které měly upravený vnitřní povrch slinováním prášků. Experimenty byly prováděny s nízkými hmotnostními toky 24-300kg/(m²s), tlakem v rozmezí od 120-700kPa a vstupním podchlazením od 15°C do 50°C. Testovací sekce byla tvořena vertikální trubkou, která byla z vnitřní strany opatřena porézním povlakem. Vytápění bylo řešeno Joulovým teplem generovaným přímým průchodem proudu stěnou trubky. Byly použity dvě délky testovacích sekcí a to 127mm a 450mm. Pro každou délku byla použita jak hladká trubka, tak dvě povlakové trubky každá s tloušťkou povlaku 300 μm ale odlišným velikostí slinovaných částic (30-40 μm a 60-80 μm). Slinovaný prášek i základní trubka byly ze stejného materiálu Inconel 600. Během tohoto experimentu byl pozorován jak kladný tak i záporný vliv porézní vrstvy na KTT v porovnání s hladkou trubkou. Stejně pozorování obdrželi Schroder-Richter a kol.[75] v roce 1996 na stejné smyčce. Při měření na kratší trubce (poměr L/d= 14,1) se KTT na porézním povrchu zvyšoval až o 80% oproti hladké trubce v závislosti na experimentálních parametrech. Pro delší trubku (poměr

$L/d=50$) byl KTT obecně nižší než na hladkých trubkách, nicméně tento trend se zmenšoval u vyšších tlaků. Autor předpokládá kladný vliv porézního povrchu díky vyššímu počtu nukleačních jader a kapilárním silám, které pomáhají přísunu kapaliny k vyhřívanému povrchu. Na druhé straně poukazuje na negativní vliv strhávání kapaliny v závislosti na parametrech porézního povrchu a délce trubky. Výsledným doporučením bylo použití částic s průměrem 20-30 μm v tloušťce vrstvy 5-6krát větší než je průměr částic s porézitou 60-70% pro zlepšení KTT ve zkoumané oblasti hodnot.

Sarwar[76] v roce 2007 zkoumal vliv porézního povlaku uvnitř vertikálních trubek na KTT při konvektivním varu za atmosférického tlaku. Povlakování bylo prováděno na vnitřní straně nerezových trubek s vnitřním průměrem 10,92mm, tloušťkou stěny 0,89mm a vytápěné délce 230mm. K povlakování byly použity následující částice: Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$), Al_2O_3 ($< 1 \mu\text{m}$), TiO_2 ($< 5 \mu\text{m}$). Suspenze vytvořená z částic, izopropylalkoholu a epoxidu byla nastříkána na vnitřní povrch trubek. Poté byl povlak vysušen a tepelně zpracován v peci. Tloušťka povrchové vrstvy se pohybovala okolo 50 μm pro každou velikost částic a dodatečně 20 μm pro Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$).

KTT byl měřen při nízkých hmotnostních tocích od 100 do 300 $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$, výstupní tlak byl 101,3kPa a vstupní podchlazení bylo od 50 do 75°C. Při porovnání výsledných KTT dosahoval povlak z Al_2O_3 ($< 1 \mu\text{m}$) stejných hodnot jako hladká trubka. Povlak z Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$) vykazoval nejvyšší zvýšení KTT a to o 25%. Při porovnání vlivu tloušťky povlaku Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$), byl pozorován vyšší KTT pro tloušťku vrstvy 20 μm než pro 50 μm . Autoři předpokládají zvýšení KTT díky zvýšení hustoty nukleačních jader.

Sarwar a kol. [76] provedli zkoušky smáčivosti u jednotlivých povlaků. Definovali index smáčivosti jako charakteristickou hodnotu pro schopnost porézní vrstvy udržet v sobě vodu. Trubky byly váženy v suchém stavu a poté po ponoření do vody. Změny váhy na jednotku povrchu trubky byly 0,062, 0,050 a 0,037 kg/m^2 pro tloušťku vrstvy 50 μm Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$); TiO_2 ($< 5 \mu\text{m}$) a Al_2O_3 ($< 1 \mu\text{m}$). Při měření kontaktního úhlu metodou sedící kapky na suchém povrchu Al_2O_3 ($< 10 \mu\text{m}$) a TiO_2 ($< 5 \mu\text{m}$) byly naměřeny relativně vysoké hodnoty kontaktního úhlu (okolo 90°). Nicméně, při nanesení kapky na vlhký povrch (povrch byl před nanesením ponořen do vody a ta se uchovala v mikroporézní vrstvě) se kapka roztekla.

Haas [7] v roce 2012 prováděl experimenty KTT na vertikálním vnitřně vytápěném mezikruží. Venkovní povrch vnitřní vytápěné zirkoniové (Zircaloy-4) trubky byl modifikován napařováním zirkoniového povlaku (PVD, tloušťka vrstvy 5 μm , výška reliéfu 100 nm) galvanoplastikou (tloušťka vrstvy 30 μm , výška reliéfu 5-7 μm), vyfrézovanými mikro kanálky (hloubka kanálku 66 μm , šířka kanálku/žebra 200/80 μm), slinováním Inconelového prášku (tloušťka vrstvy 50 a 100 μm , velikost částic 8 μm) a oxidickou vrstvou (ZrO_2 o tloušťce 90 μm).

Experimenty byly prováděny s hmotnostními toky od 250 do 400 $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$ za tlaku od 120 do 300kPa se vstupním podchlazením 167 kJ/kg. Testovací sekce byla tvořena vnitřní trubkou o venkovním průměru 9,5mm a venkovní skleněnou trubkou s vnitřním průměrem 18mm, vytápěná délka byla 326 mm. Při tlaku 120 kPa nebylo pozorováno u žádného z povrchů výrazné zvýšení KTT spíše snížení u většiny povrchů. Největšího zvýšení KTT oproti hladké trubce bylo dosaženo při tlaku 300 kPa hmotnostního toku 400 $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$. Naměřená hodnota byla o 29,1% vyšší a bylo jí dosaženo na povrchu s vyfrézovanými mikro kanálky. Během experimentu prokázaly zvýšení KTT i mikroporézní povlaky ze slinutých prášků a to průměrně o 25 % při tlaku na výstupu 200 kPa. Snížení KTT za nízkých tlaků autor vysvětluje překlenutím struktury povrchu parním objemem a tudíž je tato struktura při specifické objemové suchosti pro výskyt KTT nepodstatná. Se snižujícím se poměrem hustot páry a kapaliny tento jev ustupuje a KTT se zvětšuje. U všech povrchů bylo patrné zvětšení počtu nukleačních jader.

Autor měřil smáčivost povrchu Wilhelmiho metodou s vyhodnocením postupujícího a ustupujícího kontaktního úhlu. Pro všechny povrchy byly hodnoty postupujícího kontaktního úhlu dost vysoké okolo 90° kromě porézní vrstvy a mikrokanálků ($61,8^\circ$ a $73,5^\circ$). Pro ustupující kontaktní úhel se hodnoty pohybovaly okolo 20° až na porézní vrstvu a mikrokanálky (0° a $42,5^\circ$).

3.4 Zhodnocení poznatků získaných na základě rešerše

Přes velké množství publikovaných prací zabývajících se kritickým tepelným tokem, zůstává stále mnoho témat, která je třeba hlouběji prostudovat. V raných modelech KTT byl brán zřetel pouze na hydrodynamické aspekty jevu. Nicméně některé nedávné modely obsahují i interakci mezi kapalinou a povrchem jako faktor ovlivňující vznik KTT. Během experimentů s porézními povrchy, žebrovanými povrchy, povrchy s usazeninami z nanočástic, drsnými povrchy nebo oxidickými povrchy byl pozorován nezanedbatelný vliv na KTT. Pozornost byla soustředěna na hledání vhodné metody k popisu interakce povrchu s kapalinou a samotného popisu vlastností modifikovaného povrchu. Experimentální data kritických tepelných toků pro vnitřně vytápěné mezikruží při nízkých tlacích se v literatuře vyskytují poskromnu a to jen pro technicky hladké trubky. Práce Haase [7] z roku 2012 bere do úvahy chování modifikovaného povrchu zirkoniových trubek do tlaku 300 kPa. Současná práce rozšiřuje velice úzké pole experimentálních dat pro trubky s upraveným povrchem při varu ve vnitřně vytápěném mezikruží.

4. Cíle dizertační práce:

1. Analýza dosavadního poznání v tomto oboru s důrazem na experimentální práce a termohydraulické modely KTT.
2. Navržení a stavba nového termohydraulického stendu k experimentům s dvoufázovým prouděním s možností vizualizace.
3. Navržení a stavba nové vertikální mezi kruhové testovací sekce.
4. Identifikace výrobních procesů a výrobců pro výrobu modifikovaného povrchu trubek.
5. Experimentální prozkoumání chování kritických tepelných toků na technicky hladkých a modifikovaných trubkách.

5. Experimentální zařízení

Vývoj nového experimentálního zařízení pro výzkum kritických tepelných toků vznikl jako mezifakultní projekt Odboru energetického inženýrství Energetického ústavu Fakulty strojního inženýrství (FSI) a Ústavu elektroenergetiky Fakulty elektrotechniky a komunikačních technologií (FEKT). Od 29. 9. 2017 je zařízení umístěno v laboratořích FEKT.

Před začátkem této práce se návrhem základních komponent experimentálního zařízení zabývali diplomové práce [77] a [78]. Ovšem díky komplexnosti problému, nebylo možné z těchto prací příliš čerpat. První nákupy zařízení se realizovali po 23 měsících konstrukčních a optimalizačních prací, v době kdy byl hotov detailní návrh celého experimentálního zařízení. Bližší informace k návrhu hlavních komponent jsou uvedeny v kapitole 5.1.

Jedním z nejdůležitějších úkolů bylo navrhnutí a výroba testovací sekce kritických tepelných toků pro konvektivní var za použití plno rozměrové makety palivového proutku. Z ekonomických důvodů bylo přikročeno ke snížení vytápěné délky makety na 380 mm. Detailní popis konstrukce testovací sekce je v kapitole 5.2.

Po ekonomické analýze možných variant vytápění makety jaderného paliva, bylo pro maximální využití dostupné elektrické přípojky přistoupeno k použití stejnosměrného spínaného zdroje. Jeho popis, konstrukční řešení a základní parametry jsou uvedeny v kapitole 5.3 a příloze III.

Velice důležitou součástí experimentálního zařízení kritických tepelných toků je měření a řízení. Použitými čidly, kalibrací a nejistotou měření se zabývá kapitola 5.4, kde jsou uvedena použitá měřidla a problémy rušení spojené s provozem zařízení.

Jednou z nejproblematictějších částí měření bylo měření vnitřní teploty povrchu makety. Toto měření má zásadní funkci pro provoz zařízení a opakovatelnost jednotlivých testů. V kapitole 5.4.1 jsou uvedeny vývojové verze jednotlivých měřících sond, jejich konstrukce a použité materiály.

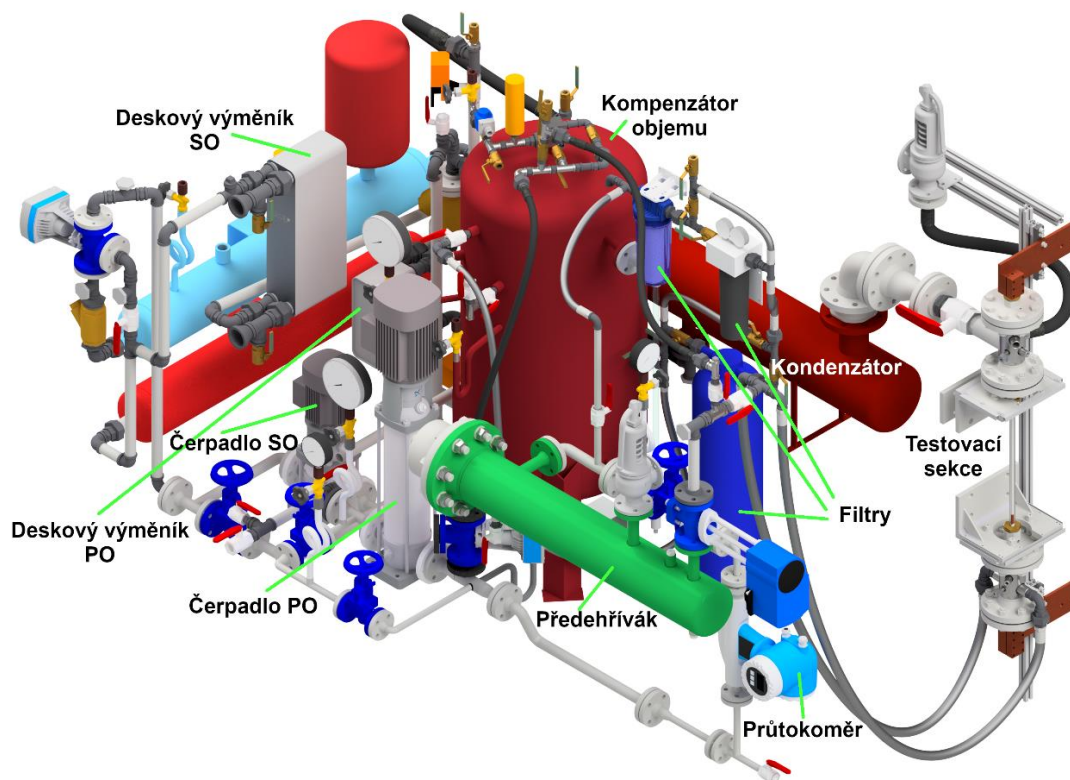
V průběhu vývoje zařízení byl původní řídicí systém kompletně vyvinutý v rámci projektu, nahrazen komerčním softwarem Test Cell vyvinutým na Ústav výrobních strojů, systémů a robotiky FSI VUT v Brně. Detaily o řídicím systému jsou uvedeny v kapitole 5.4.6.

Normální provoz experimentálního zařízení a metodiku měření popisuje kapitola 5.6. V kapitole je uvedena sekvence úkonů nutných k uvedení zařízení do provozu a příklad vývoje provozních parametrů v průběhu najíždění a samotného měření kritických tepelných toků.

5.1 Návrh experimentální smyčky dvoufázového proudění

V první fázi se vypracovalo dvanáct technologických schémat podobných příloze II. Jednotlivé technologie se lišily použitím separátoru páry, rekuperačním výměníkem užitkovávajícím teplo z testovací sekce (TS) k opětovnému dohřívání vstupní vody do TS, nebo použitím směšovacího kondenzátoru místo rekuperačního (trubkový, deskový). S tepelným výpočtem a studií proveditelnosti hlavních komponent byly vybrány dvě koncepce, u kterých byl proveden detailní návrh a ekonomická analýza s optimalizací technologie. Hlavními hodnotícími parametry byly vlastnosti jako: možnost regulace, flexibilita zařízení a ekonomická náročnost. Po uvážení všech aspektů, byla vybrána varianta bez separátoru parovodní směsi a rekuperačního výměníku, s testovací sekci

vytápěnou přímým průchodem stejnosměrného proudu a sběrem dat na platformě CompactRIO, jejíž 3D vizualizace je na Obr. 17.



Obr. 17 - 3D model realizované varianty bez pomocné technologie a konstrukcí

Maximální provozní tlak v Testovací Sekci byl zvolen na základě teploty sytosti vody 198,3 °C při 1,5 MPa. Teplota 200 °C je maximálním provozním parametrem pro mnoho materiálů (PTFE, FKM, Temasil atd.). V případě volby vyšší provozní teploty než 200 °C dochází ke zvýšení investičním nákladů spojeným s použitím dražších technologií.

Vstupní teplota do testovací sekce je omezena ze spodu teplotou chladicí vody z řádu a výkonem tepelných výměníků. Maximální vstupní teplota do testovací sekce je omezena flashingem či kavitací regulačního ventilu.

Maximální škrcení média do testovací sekce je ovlivněno maximální dopravní výškou primárního čerpadla a jeho maximálním konstrukčním tlakem. Při vysokých tlakových spádech je nutné použít dvoustupňové škrcení, aby se předešlo kavitaci regulačního ventilu. V případě dvoustupňového škrcení je použit ventil před ohřívákem (LAB10AA001) a regulační ventil (LAD10CG001), viz příloha V.

Průtok testovací sekci je ovlivněn minimálním měřitelným průtokem průtokoměru, viz kapitolu 5.4.3, a maximálním průtokem čerpadla. Při minimálních průtocích nižších než 5% nominálního průtoku (0,025 kg/s) je zapotřebí otevřít bypass čerpadla (LAB20AA001, LAB20AA002) pro snížení nadměrného namáhání ložiska čerpadla.

Maximální odváděný tepelný výkon při $\Delta T = 10\text{ °C}$ je návrhový stav tepelných výměníků, které jsou dimenzovány na 100 kW při nominálním průtoku média. V případě snížení průtoku chladicího média se ΔT adekvátně zvyšuje až do teploty výstupní chladicí vody 60 °C (PAR10CT001). Poté reagují ochrany a snižuje se tepelný výkon zařízení. V případě zachování nominálního průtoku chladicího média a zvýšení tepelného výkonu smyčky nad 100 kW se opět adekvátně zvyšuje ΔT .

Výkon předehříváku je navržen tak, aby při nominálním průtoku byl schopen dohřát maximální teplotu na čerpadle 180 °C na teplotu 195 °C do testovací sekce.

Průměr topené trubky jakožto makety jaderného paliva závisí na konstrukci testovací sekce a použité sondě měření vnitřní teploty. S modulem měření vnitřní teploty uvedeným v kapitole 5.4.1 je možné měřit vnitřní teplotu trubky od světlosti \varnothing 7 mm. Ovšem s jinou konstrukcí měřicího modulu lze dosáhnout i menších průměrů. Dalším omezením jsou možnosti zdroje stejnosměrného proudu, která lze nalézt v příloze III. Maximální rozměr topené trubky je světlost horní ucpávky elektrody \varnothing 24,5 mm, kterou při montáži musí maketa projít. Pokud by se volil větší průměr trubky, bylo by nutné vyrobit větší ucpávku, více o konstrukci testovací sekce v kapitole 5.2.1.

Průměr obálové trubice vytápěné trubky v testovací sekci je závislý na ucpávkách testovací sekce, více o konstrukci testovací sekce v kapitole 5.2.1.

Délka topné trubky je závislá jednak na voltampérové charakteristice makety a zároveň na výšce stropu laboratoře. V případě většího manipulačního prostoru jsme omezeni pouze voltampérovou charakteristikou makety a výkonem zdroje stejnosměrného proudu.

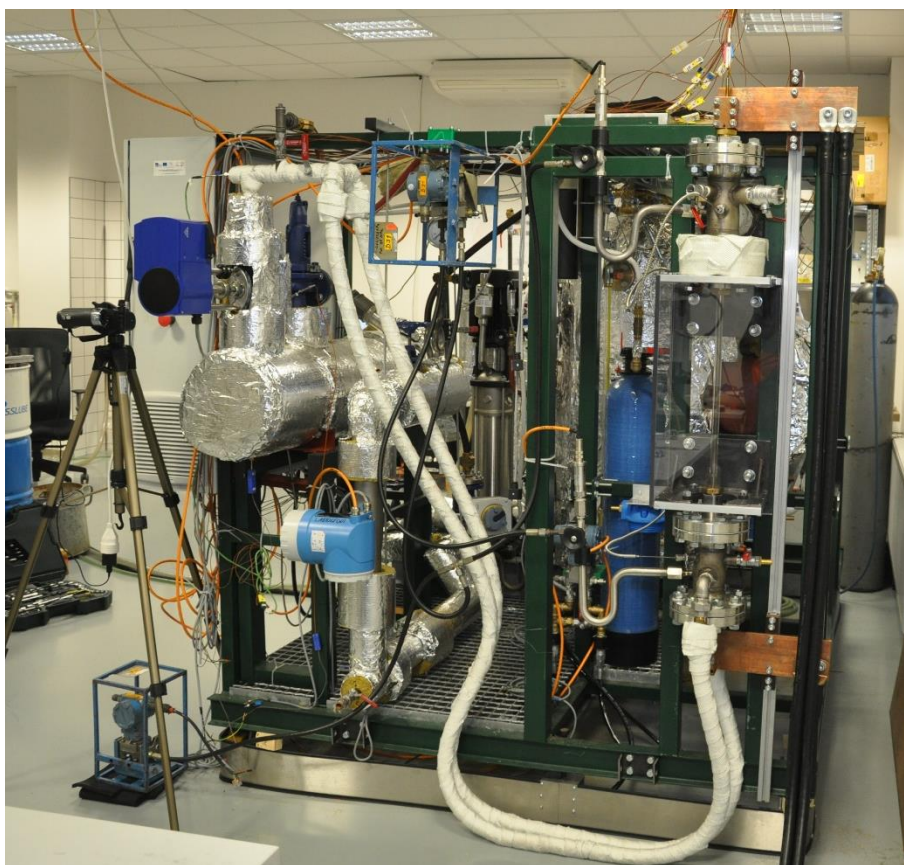
Základní provozní parametry experimentálního zařízení jsou uvedeny v Tab. 3.

Tab. 3 Provozní parametry experimentální smyčky

Veličina	hodnota	jednotka
Pracovní médium	demi voda	-
Rozsah pracovních tlaků v testovací sekci	0,1-1,5	MPa
Maximální teplota média	198,3	°C
Vstupní teplota do testovací sekce	45-195	°C
Maximální škrcení média do testovací sekce	1,5	MPa
Maximální tlak za čerpadlem	2,5	MPa
Průtok testovací sekci	0,026-0,66	kg/s
Maximální odváděný tepelný výkon při $\Delta T=10^{\circ}\text{C}$	100	kW
Výkon předehříváku	19,2	kW
Průměr topené trubky	8-24,5	mm
Průměr obálové trubice	12-69,3	mm
Délka topené trubky	0,05-2,5	m



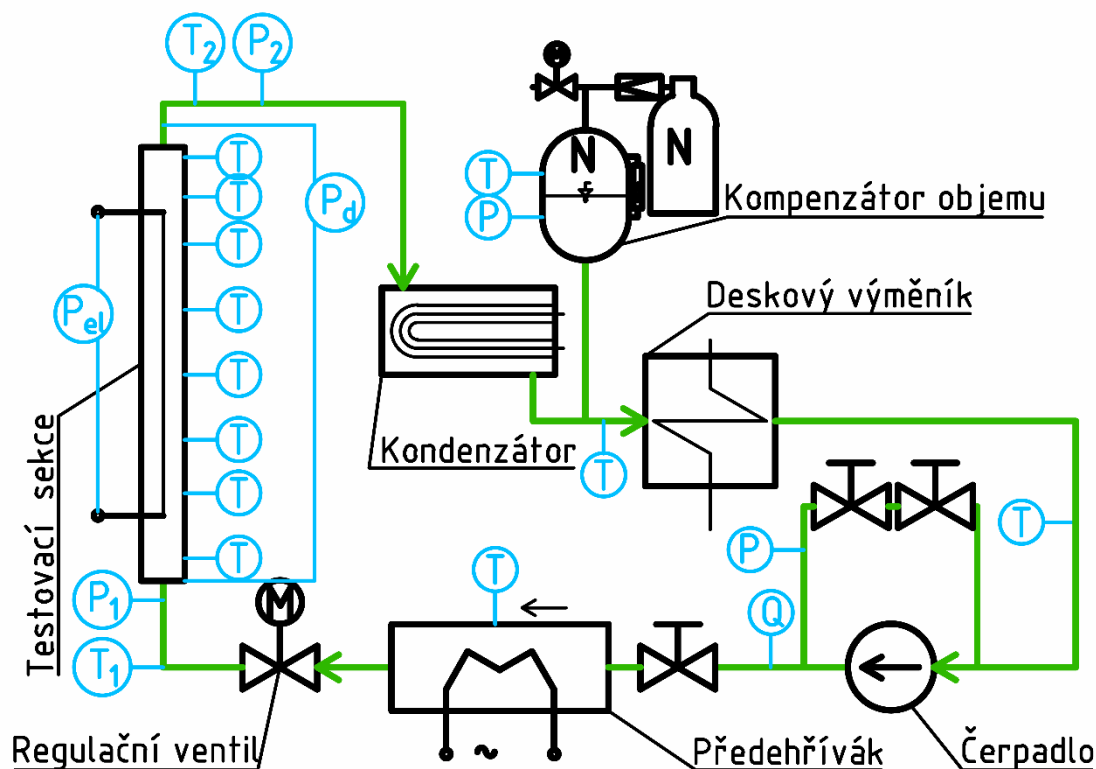
Obr. 18 Pohled na sekundární okruh experimentální smyčky a řídicí stanoviště.



Obr. 19 Pohled na přední část experimentální smyčky s testovací sekci.

5.1.1 Popis měřicí tratě

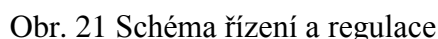
Pro jednoznačný popis použité technologie bylo zvoleno upravené značení KKS (Kraftwerk Kennzeichen System) hojně používané na energetických celcích. Schéma potrubí a přístrojů s tímto značením naleznete v příloze V. Zjednodušené schéma s přístroji, které mají vazbu do řídicího systému, je zobrazeno na Obr. 21 a v příloze II. Popis jednotlivých zařízení se vždy skládá z KKS kódu a typu použitého přístroje. Například měření teploty média vstupujícího do testovací sekce je provedeno odporovým teplotním snímačem Pt100 od výrobce HTH8 typu MTR11- 016-160-A400-00, toto čidlo na zjednodušeném schématu Obr. 20 naleznete na pozici T1, na Obr. 21 v příloze II a v příloze V naleznete toto čidlo pod označením HHZ10CT001, v textu této kapitoly bude uvedeno: teplotní čidlo Pt100 (HHZ10CT001)(HTH8 MTR11- 016-160-A400-00).



Obr. 20 Zjednodušené schéma primárního okruhu

Experimentální smyčka pro měření termohydraulických charakteristik dvoufázového proudění, viz Obr. 18 a Obr. 19, používá jako pracovní médium demineralizovanou vodu. Sama je opatřena Ionexovým filtrem (**GCF10AT001**) (WATEK FIWA MB 20l), pro dodatečné kondicionování demineralizované vody. Pro uskladnění demivody je použit IBC kontejner o kapacitě 1000L s víkem opatřeným absorbérem CO₂. Doplnění demivody do smyčky se provádí kampaňovitě při odstávce zařízení přes armaturu (**LAB10AA505**) (Giacomini R250D) před primárním cirkulačním čerpadlem (**LAC10AP10**) (Grundfos CRN 1-25 X-FGJ-G-E HQQE 1,5kW + AirCoolTop do 180°C).

Čerpadlo (**LAC10CS001**) je opatřené bypassem s vyvažovacími armaturami pro regulaci velmi nízkých průtoků (<0,025kg/s). Trať pokračuje konfuzorem zužujícím potrubí (**LAB10BR005**) z DN25 na DN 15 kvůli vyšším rychlostem v Coriolisově průtokoměru (**LAB10CF001**) (Endress+Hauser Promass 80F15-AD2SAAAAAEAA). Za průtokoměrem se nalézá difuzor ke snížení rychlosti kapaliny a odbočka k mechanickým filtrům a ionexové koloně. Tato odbočka je po celou dobu experimentu



- 35 -

výstupu ze sekce připojen diferenční tlakový snímač (**HHZ10CP003**) (ROSEMOUNT 3051 CD2A02A1AH2).

V potrubí z TS do kondenzátoru je umístěna zpětná klapka (**LBA10AA001**) (SČA C09 402 040.386 DN80), sloužící jako ochrana proti úniku obsahu smyčky případnou netěsností v TS. Parovodní směs proudí do kondenzátoru (**MAG10AC001**) (Step Trutnov T1002-01 1,2m²). Pro normální provoz je nezbytné, aby veškerá pára z TS zkondenzovala v kondenzátoru. Pro odvod nekondenzujících plynů je v zadní části kondenzátoru přidáno několik přepážek pro podchlazení parovodní směsi a kumulování nekondenzujících plynů. Z tohoto prostoru jsou nekondenzující plyny kampaňovitě odpouštěny ventilem (**MAG10AA551**) (ČSN137517) do atmosféry. Na výstupu kondenzátoru je měřena teplota (**MAG10CT001**) (HTH8 MTR11- 016-160-A400-00) pro regulaci otevření ventilu (**PAB30CG001**) (BELIMO R2025-10-S2 s pohonem BELIMO LRC24 A-SR).

Přes mechanický filtr (**LAB10AT001**) (D71 118540 DN32) proudí kapalina do deskového výměníku (**LAD10AC001**) (SWEP B12MT-60). Před filtrem je připojen kompenzátor objemu (**LAA10**) s externím zdrojem tlaku ve formě dusíkové lahve (**LAA10BB002**) (Dusík 4.0 50l). Z dusíkové lahve se přes redukční ventil tlakuje prostor nad kapalinou na požadovanou úroveň. Kompenzátor objemu je také vybaven elektrickým topením (**LAA10CE001** a 2) (3x ELTOP-12,5x250-2000W/230V), které slouží k dohřívání kompenzátoru objemu na sytost a zvyšování tlaku v primárním okruhu přes parní objem v kompenzátoru. Výkon topení lze regulovat zapnutím jednotlivých topných spirál (2kW-4kW-6kW). Pokud je tlak v primárním okruhu příliš velký, je ho možné snížit sprchováním páry otevřením armatury (**LAB30CG001**) (LDM RV221 ELE (SAX 61.03) 1113 S3 40/220-025). Pokud je parciální tlak dusíku větší, než je požadovaný tlak, je nutné použít ke snížení tlaku i solenoidový ventil (**LAA10VG001**) (Danfoss EV220B 15B G 12E NC000 s cívkou BB024DC), který přebytečný plyn vypustí do atmosféry. Pro provozní měření tlaku v kompenzátoru je použit tlakový snímač (**LAA10CP001**) (BD SENSORS DMP331 111-1602-1-2-100-500-1-000). Pro měření hladiny v kompenzátoru objemu je použito dvou odlišných způsobů. První způsob se zpětnou vazbou do řídicího systému používá k měření diferenční tlakoměr (**LAA10CP002**) (ROSEMOUNT 2051CD1A22A1DM5Q4), který měří tlakový rozdíl mezi **LAA10BR603** a **LAA10BR604**. Potrubí **LAA10BR603** je plně zaplaveno vodou která zamezuje další kondenzaci par a je připojeno k přípojce vysokého tlaku na snímači. Potrubí **LAA10BR604** je taktéž zaplněno vodou a je připojeno ke dnu nádrže kompenzátoru a přípojce nízkého tlaku snímače. Při plném kompenzátoru je rozdíl tlaku mezi **LAA10BR603** a **LAA10BR604** nulový. V případě prázdného kompenzátoru může být přípojka nízkého tlaku v kompenzátoru obnažena a tlakový rozdíl bude odpovídat výšce vodního sloupce mezi tlakovými odběry **LAA10BR603** a **LAA10BR604**. V systému je pro tento stav nastaven limit a ochranná funkce bezpečného odstavení experimentálního zařízení. Druhým způsobem je vizuální kontrola pomocí skleněného stavoznaku (**LAA10CP501**) (KLAD U10 416-800). Pro provozní měření teploty nad hladinou je použito termočlánu typu T (**LAA10CT001**) (OMEGA CPSS-18U-12), stejně jako pro měření pod hladinou (**LAA10CT002**).

Pro řízení výkonu deskového výměníku (**LAD10AC001**) (SWEP B12MT-60/1P-SC-S14053-060) je použit odporový teploměr Pt-100 (**LAB10CT001**) (HTH8 MTR11- 016-160-A400-00), který má zároveň bezpečnostní funkci limitace maximální teploty na čerpadlo s přihlédnutím k NPSH a konstrukčním materiálům čerpadla. Deskový výměník musí snížit teplotu vody na hodnotu nižší než je žádaná teplota na vstupu do testovací sekce.

Sekundární okruh slouží k regulaci a snížení teplotního spádu do beztlakého terciálního okruhu (maximální teplotní spád na deskový výměník je dle výrobce 100 °C),

kde se odvádí odpadní teplo do kanalizace. Čerpadlo sekundárního okruhu (**PAC10AP10**) (Grundfos CRN 5-3 A-FGJ-G-E HQQE 0,55kW QE 0,55kW) je opatřeno bypassem pro regulaci nízkých průtoků (5% nominálního průtoku), následuje rozdělení proudu do kondenzátoru a deskového výměníku přes regulační armatury. Regulační armatura průtoku do deskového výměníku (**PAB20CG001**) (**BELIMO R2025-10-S2** s pohonem **BELIMO LRQ24A-SR**) má otevírací čas mezi plným zavřením a plným otevřením 9 s pro rychlou regulaci tepelného výkonu. Díky vyšší časové konstantě kondenzátoru může mít regulační armatura (**PAB20CG001**) podstatně delší otevírací čas (35s). Po průchodu výměníky se ohřáté proudy spojují před horkou kapacitní nádrží **PAB10BB001**, která slouží k jednodušší regulaci sekundárního okruhu zvýšením jeho časové konstanty. Deskový výměník (**PAB10AC001**) (**SWEP B28H-90/1P-SC-S 12462-090**) je připojen k chladicí vodě z vodovodního řádu. Pro plynulou regulaci chladicího výkonu je výměník opatřen bypassem se směšovacím ventilem (**PAB10CG002**) (**RV 103 ELE (SAX 61.03) 6 3 2 1 16 150 DN25**). Směšovací ventil umožňuje výsledné míchání proudů studené a horké větve na požadovanou hodnotu přijatelnou pro čerpadlo.

5.2 Návrh testovací sekce

Testovací sekce pro experimenty kritického tepelného toku při konvektivním varu je navržena jako vertikální mezikruhový kanál. Kapalina proudí mezikruhovou mezerou směrem vzhůru, stejně jako v jaderném reaktoru. Základní požadavky, které má testovací sekce splňovat, byly položeny již v práci [78] v roce 2012, jejich přehled je uveden v Tab. 4.

Tab. 4 Základní požadavky na návrh testovací sekce

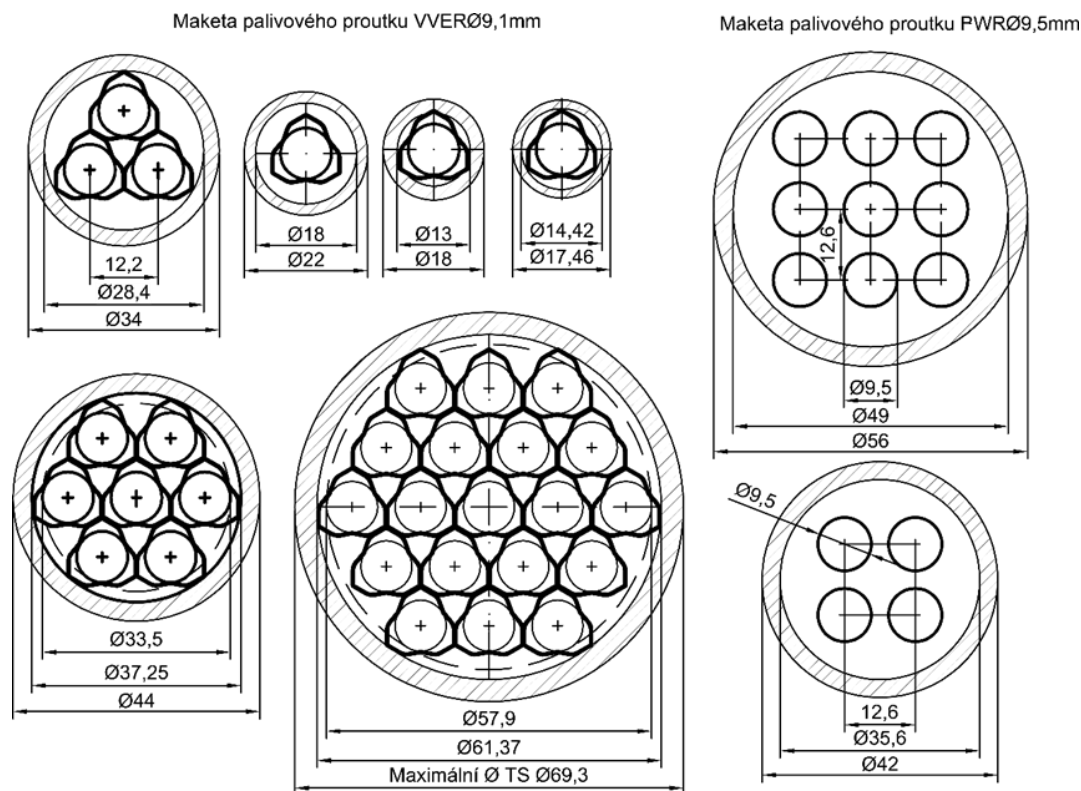
1.	Vytápění makety jaderného paliva přímým průchodem stejnosměrného proudu
2.	Vertikální mezikruží s vnitřně vytápěnou trubicí
3.	Průměr vnitřní trubky stejný jako průměr reálného palivového proutku
4.	Možnost přímé vizualizace režimů varu
5.	Jednoduchá vzájemná vyměnitelnost testovaných vzorků
6.	Jednoduchá změna testované geometrie bez nutnosti změny celé testovací sekce

Termohydraulické procesy v jaderném reaktoru nejlépe postihuje plnorozměrový experiment. Vzhledem k vysoké finanční náročnosti bývá přistoupeno k jednotlivým zjednodušením. Plnorozměrové experimenty za provozního tlaku, průtoku i teploty jsou prováděny na svazcích trubek v geometrické formaci reflektující část palivové kazety. Tyto experimenty mívají plnou vytápěnou délku s uniformním či neuniformním tepelným výkonem, kde se simulují termohydraulika plné délky kazety jaderného paliva. V případě experimentů pro PWR se můžeme setkat s geometrií 6x6 [81] 5x5, 4x4, 3x3, 2x2 u geometrie reaktorů VVER se můžeme setkat s 19, 7 a 3prutovým modelem.

Experimenty kritického tepelného toku s plnou délkou a větším počtem proutků jsou velice náročné na spotřebu elektrické energie. Tento fakt klade vysoké nároky na přípojku elektrického vedení do laboratoří. Vzhledem k omezenému rozpočtu a limitaci možností laboratoře (přípojka 3x400V 200A) bylo přikročeno k realizaci experimentů KTT pouze na jednoprutové geometrii. Ovšem pro maximální využitelnost experimentálního zařízení i pro jiné druhy experimentů (zákrizové experimenty při vyšším tlaku apod..) byla zvolena modulární koncepce testovací sekce. Ta umožňuje výměnou přírub modifikaci experimentu s minimem svářečských prací.

Jednotlivé průřezy testovacích kanálů, které by se daly aplikovat na testovací sekci, jsou znázorněny na Obr. 22. V levé části obrázku jsou patrné palivové proutky udržované

v geometrické formaci pomocí distančních mřížek používaných v reaktorech VVER-440. V pravé části obrázku je znázorněna testovací geometrie používaná v reaktorech PWR s čtvercovou palivovou mříží. O konstrukci a výrobě distanční mřížky pojednává kapitola 5.2.3. V případě užití víceprutové makety jaderného paliva by bylo nutné navrhnout novou konstrukci přívodních vodičů a ucpávek elektrod. O konstrukci makety jaderného paliva pro potřeby experimentu pojednává kapitola 5.2.2.



Obr. 22 Přehled možných geometrií pro základní těleso testovací sekce.

5.2.1 Testovací sekce

Testovací sekce na Obr. 23 Obr. 24 je navržena jako modulární. Jednotlivé části se dají měnit podle potřeb experimentu. Při změně venkovní skleněné trubice za jinou do $\phi 34$ mm se mění pouze nerezová matice, mosazný šroub ucpávky a sada teflonových těsnění s o-kroužkem, bez nutnosti demontovat celou přírubu.

Kapalina vstupuje do spodní části dvěma hrdly a proudí přes nevytápěný ustalovací úsek, kde je vyústěno měření teploty a tlaku. Měření teploty je provedeno odporovým teplotním čidlem PT100 s průměrem 3mm. Toto čidlo je v přímém kontaktu se vstupní kapalinou pro co nejrychlejší měřicí odezvu. Průchod čidla je těsněn kuželovým svěrným kovovým těsněním. Tlakový odběr je realizován přes zahnutou kondenzační smyčku ČSN 137530.A.3 - nerez 17 027, M20x1,5, PN 250, T max. 300 °C, pro teplotní oddělení horkého média od tlakového snímače s maximální teplotou 80 °C. Spodní příruba vstupního úseku je středěná s tělesem přes teflonový segment, kterým prochází kladná vstupní elektroda. Tato elektroda prochází kuželovou PTFE ucpávkou, izolačním PTFE pouzdem přes středící PTFE segment. Tyto izolační segmenty by měly odizolovat kladný potenciál od kostry zařízení. Pro případ poruchy této elektrické izolace je odizolována i spodní příruba. To je provedeno volbou nevodivého plochého těsnění (TEMASIL FA-

MA-1-0) jak mezi listy přírub, tak pod podložkami šroubů. Díry pro šrouby jsou vyvložkovány PTFE pouzdry. Ve spodní přírubě je vyfrézováno sedlo pro odvodňovací šroub testovací sekce. Horní příruba vstupního úseku je středěná se svařencem tělesa pomocí osazení na ucpávce trubky z křemenného skla. Do tohoto osazení zapadá středící segment příruby z PTFE, který je přišroubován do horní příruby čtveřicí nerezových šroubů M4. Ucpávka skla je přišroubována do horní příruby a spoj je těsněn vitonovým O-kroužkem. Sklo je těsněno PTFE kužely, které se dotahují do sebe přes mosazný šroub. Toto řešení, ale nebylo funkční. Při tlakové zkoušce se objevila v ucpávce skla netěsnost a při dalším dotažení došlo k prasknutí skleněné trubice. Proto byl ucpávkový člen doplněn o vitonový O-kroužek s podstatně nižšími kontaktními tlaky. Při tlakové zkoušce se ucpávka dotahuje rukou, dokud netěsnost nezmizí. Skleněná trubice je opřena ve spodní ucpávce o teflonový kroužek zabraňující naštípnutí. Stejně je řešeno těsnění vrchního konce skleněné trubky, kde je umožněna volná dilatace křemenné trubky.

Celá spodní část je fixována na 3 stavěcích šroubech s vnitřním šestihranem s kontaktem s konzolí přes dvoudílné podložky s vnitřní kuželovou a venkovní polokulovou hlavou. Při změně osově délky testovací sekce se nosné konzoly posunou na rámu experimentálního zařízení a po ustavení nosných konzol do požadované pozice, následuje jemné doladění souososti horní a spodní příruby přes tyto stavěcí šrouby. K jemnému ustavení se používá broušeného ocelového trnu upnutého místo skleněné trubice.

Do kladné elektrody je zašroubován délkový kompenzační člen. Tento člen zachytává délkové dilatace způsobené změnou teplot makety jaderného paliva. Ve střední části kompenzačního členu je stříbrem zapájeno měděné lanko o průřezu 35mm^2 .

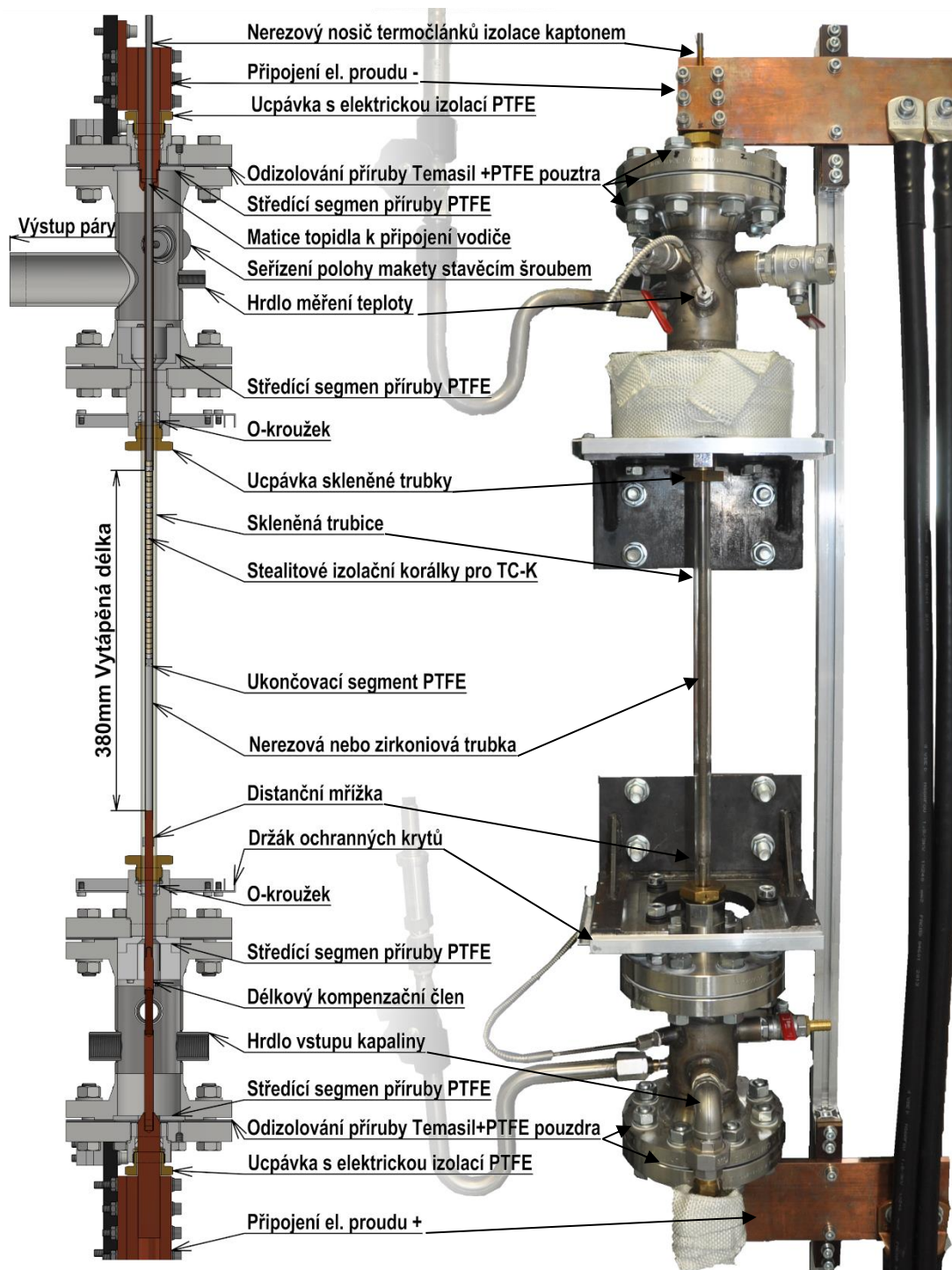
Délkový kompenzační člen je sešroubován s maketou palivového proutku. Tato maketa je na spodním konci tvořena měděnou zátkou s vnitřním závitem pro zašroubování do spodního vodiče. Střední část tvoří nerezová nebo zirkoniová trubka s příslušnou povrchovou úpravou. Vrchní část odporové trubky je zalisována a pojistně zapájena do měděné trubky, která je zapájena stříbrem ve vakuové peci do měděné matice. Tato matice je přitažena na horní negativní elektrodu. O těsnění spoje se stará o - kroužek (DIN3770 12x1,5 FPM80) Skrz tento vodič prochází měřící sonda s termočlánky pro měření teploty vnitřního povrchu odporové trubky, viz kapitola 5.4.1.

Kapalina po průchodu ustalovacím úsekem proudí skrz první distanční mřížku, která středí vnitřní trubku. 50mm za koncem mosazného šroubu ucpávky skla končí i nevytápěný úsek makety. Při kontaktu syté kapaliny s vyhřívaným povrchem vznikají parní objemy, které postupují do horní části. Při tomto procesu se zvedá rychlost proudění. V horní části TS se rozšiřuje průtočný průřez a je zde vyústěno měření teploty a tlaku stejným způsobem jako ve spodním úseku. Výsledná parovodní směs pokračuje přes krátké vedení do kondenzátoru. Horní vodič je vystředěn a utěsněn stejně jako spodní pomocí PTFE těsnění. Pokud se při experimentech KTT vychýlí horní část makety jaderného paliva mimo osu skleněné trubky, je možno její polohu upravit pomocí dvojice stavěcích šroubů v horním tělese. Tyto stavěcí šrouby byly do testovací sekce doplněny až po prvních experimentech KTT, kdy došlo k ohnutí přívodní měděné trubky vlivem vysoké tuhosti spodního dilatačního členu. Pouzdro těchto nerezových stavěcích šroubů s vnitřním šestihranem je tvořeno PTFE pro elektrickou izolaci od tělesa svařence. Pro odvodu testovací sekce při najíždění je do horní příruby vyfrézováno sedlo pro odvodu šroub.

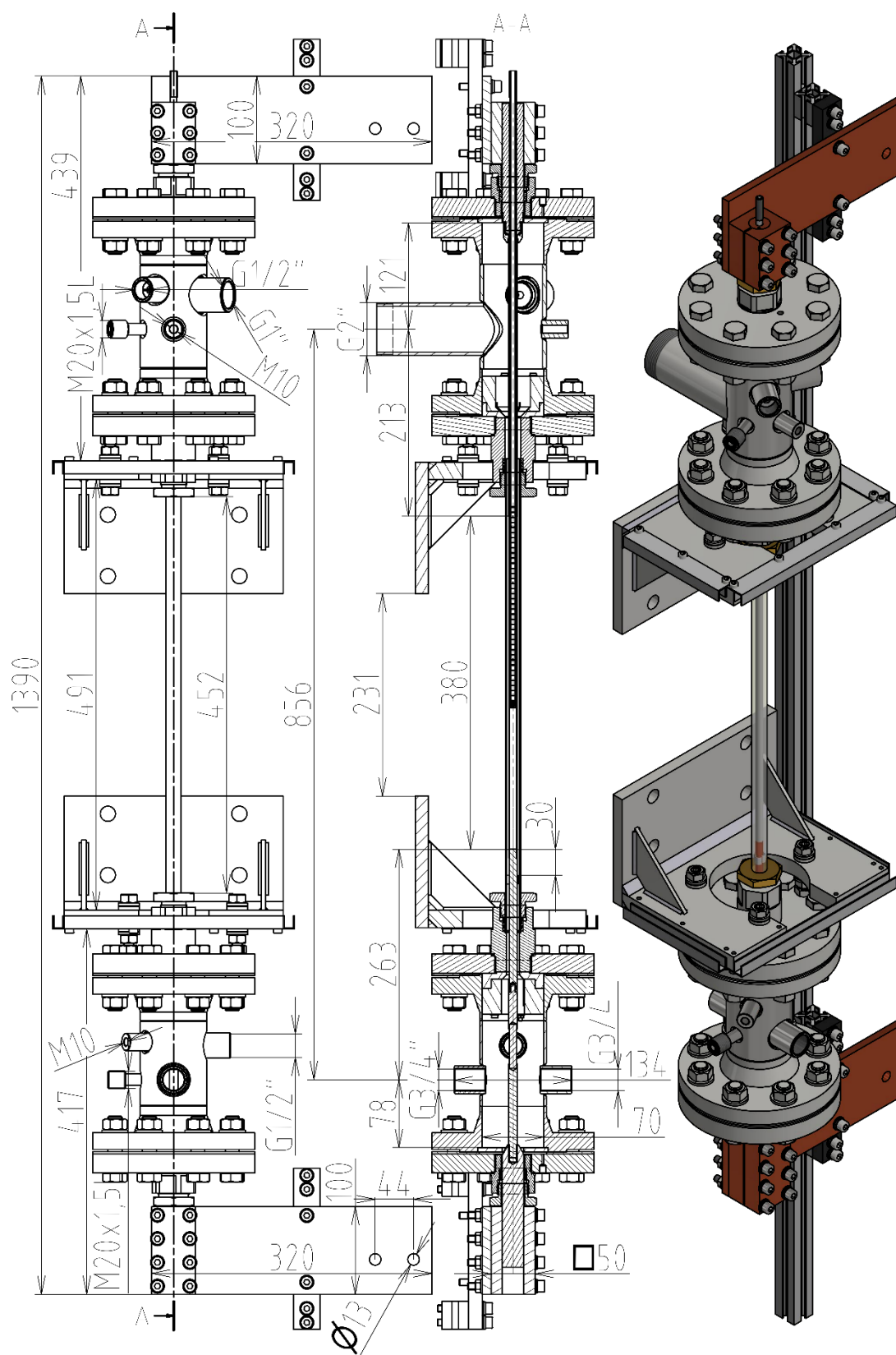
K vnější části obou elektrod jsou připojeny napájecí pásovinu přes měděné svěrné bloky. Ty dokonale obepínají vstupní elektrody a zajišťují uspokojivý kontakt s přívodní pásovinou $100 \times 10\text{mm}$. Přívodní kabely $2 \times 2 \times 40\text{mm}^2$ jsou připojeny na tuto pásovinu. Pásovina je uchycena k nosné konstrukci přes pertinaxové izolační segmenty. Veškeré

měděné segmenty, které přicházejí do kontaktu s pracovním médiem, jsou pro minimalizaci vzniku elektrolýzy poniklovány.

Navržená testovací sekce byla pevnostně prověřena dle normy ČSN 13480.



Obr. 23 Řez testovací sekcí

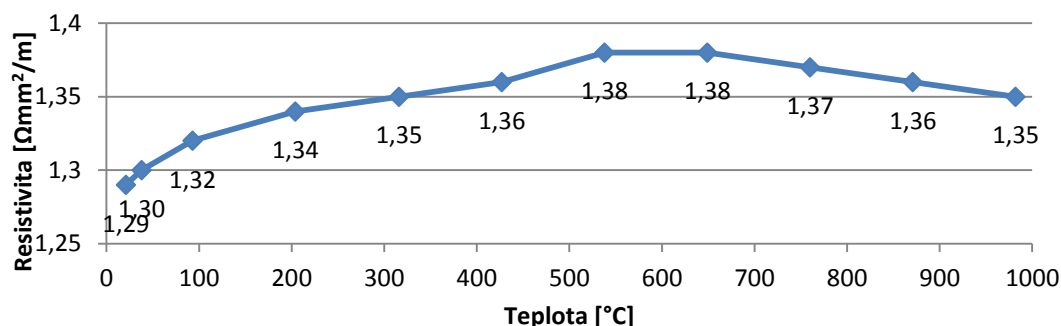


Obr. 24 Základní rozměry testovací sekce

5.2.2 Konstrukce makety jaderného paliva

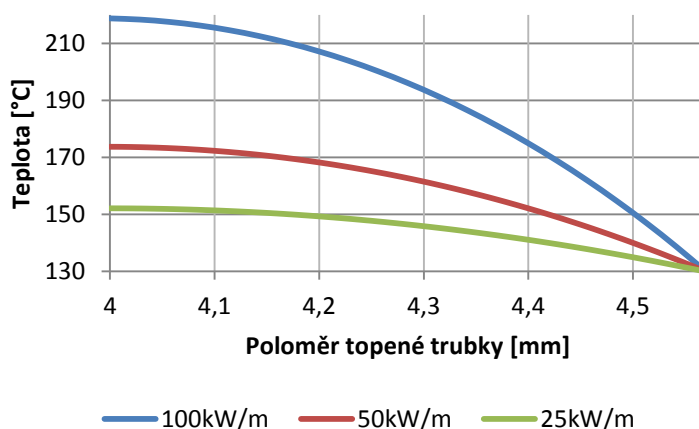
V první fázi uvádění experimentálního zařízení do provozu byla z ekonomických důvodů zvolena jako topný element trubka z Inconelu™ 625. Trubka odpovídala vnějšímu i vnitřnímu průměru pokrytí jaderného paliva 9,14/8,00 mm. Vzhledem k faktu, že tato práce slouží jako základ k dalšímu výzkumu ATF (Accident Tolerant Fuel) materiálů a maximální délka nám dostupných vzorků ATF byla 400 mm byla zvolena délka Inconelové trubky 400 mm, pro co nejlepší porovnatelnost s ATF materiály. Elektrická vodivost tohoto materiálu je popsána vzorcem (36) [85] v rozsahu 21°-982°C a její průběh je vykreslen v Obr. 25. Elektrická vodivost Inconelu 625 je ve srovnání se zirkoniem (0,74 Ωmm²/m) přibližně o 81 % vyšší což pro použitý DC zdroj nepředstavovalo problém.

$$\rho \left[\frac{\Omega \text{mm}^2}{\text{m}} \right] = -0,00000021922 \cdot T^2 + 0,000394931 \cdot T + 1,19805941 \quad (36)$$



Obr. 25 Průběh rezistivity materiálu Inconel 625 na teplotě [85]

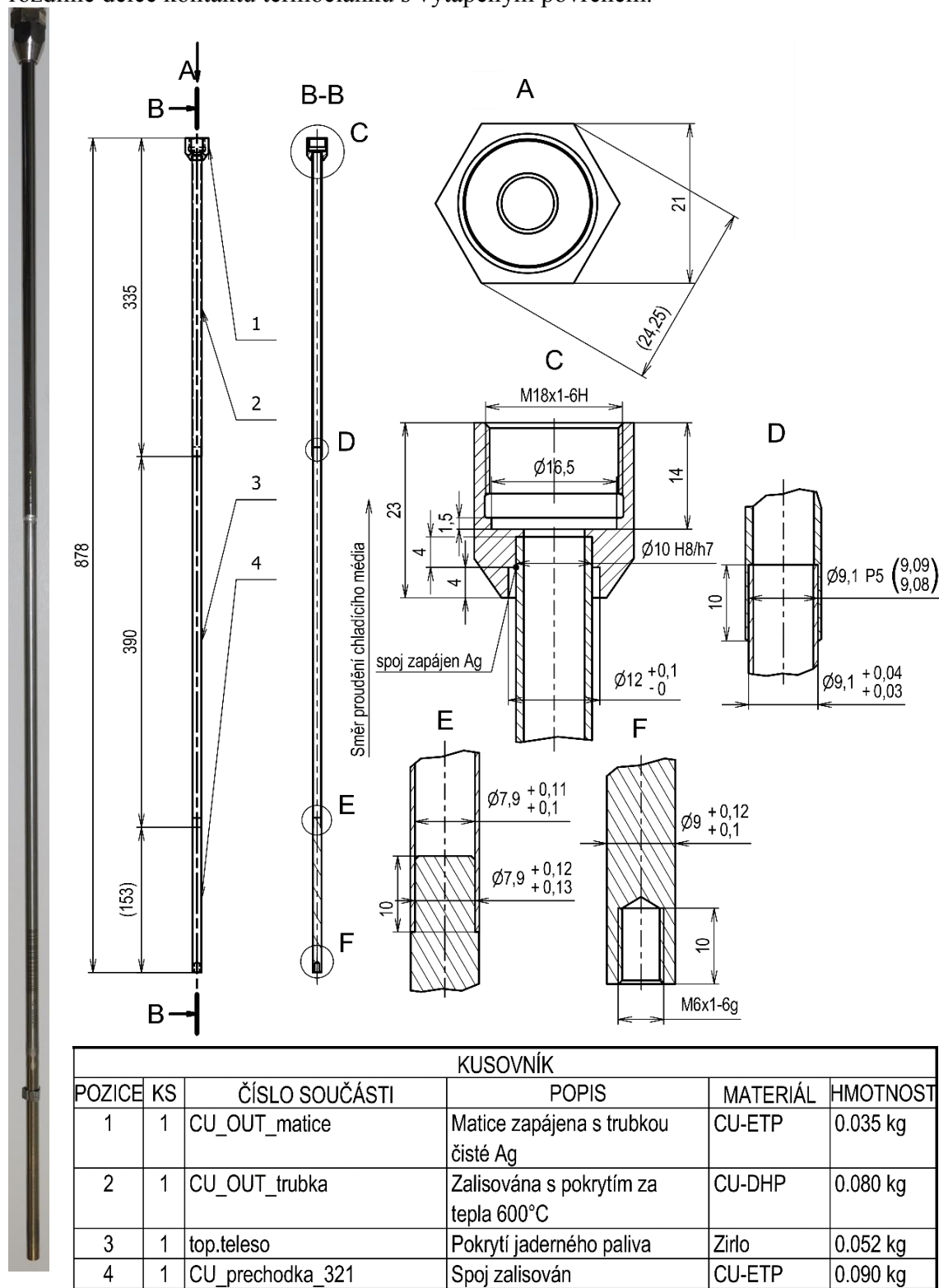
V práci [78] byl vypočten teplotní profil uvnitř nerezové trubky z materiálu AISI 321 s vnějším ø 9 mm a tloušťkou stěny 0,5mm při okrajové podmínce vnitřní adiabatické stěny a teploty vnější stěny 130°C s vnitřní generací tepla Joulovým teplem. Pomocí stejného výpočetního modelu, ve kterém byla použita rezistivita závislá na teplotě dle Obr. 25, a tepelná vodivost závislá na teplotě dle Obr. 28, byl vypočítán teplotní profil i pro maketu jaderného paliva z Inconelu™ 625 použitou v testovací sekci.



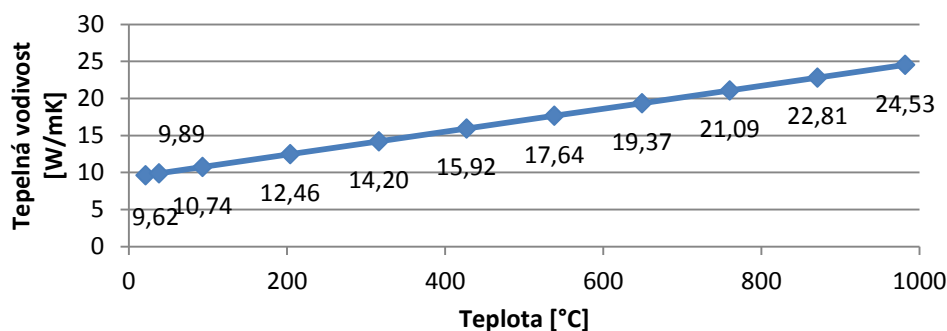
Obr. 26 Teplotní profil ve stěně trubky z Inconelu 625 ø 9,14 / 8mm

Výsledný teplotní profil je zobrazen na Obr. 26 pro tři lineární tepelné toky, 100 kW/m odpovídá (3,537 MW/m²).

Reálné teploty měřené uvnitř makety jaderného paliva byly nepatrně vyšší díky rozdílné délce kontaktu termočlánků s vytápěným povrchem.



Obr. 27 Vlevo reálná zirkoniová maketa jaderného paliva vpravo její konstrukce



Obr. 28 Průběh tepelné vodivosti Inconelu 625 na teplotě [85]

Velice problematický byl spoj přívodních elektrod s topnou trubkou. Pro co nejnižší ztráty v přívodních elektrodách byly elektrody vyrobeny z mědi. Spodní plná elektroda byla vyrobena z hlazené kulatiny průměru 10 mm Cu-ETP, horní elektroda byla vyrobena z měděné trubky 10/8 mm Cu-DHP. Spojování mědi a Inconelu svařováním je velice problematické, proto bylo přikročeno k lisovanému spoji, který zaručuje výbornou souosost a geometrickou přesnost spoje.

Horní elektroda, do které se lisuje topný element (na Obr. 27 pozice 2) je zapájena se závitovou maticí (na Obr. 27 pozice 1) na tvrdo ve vakuové peci čistým stříbrem. Tato operace způsobila vyžhání mědi a její rapidní pokles meze kluzu. Pokles meze kluzu byl tak vysoký, že horní elektroda se ohýbala i neopatrnou manipulací při vyndávání z vakuové pece. Další deformace byly způsobeny manipulací při elektrolytickém niklováním a následným odvodňováním. Před finální montáží makety bylo nutné elektrodu srovnat do požadované přesnosti. K tomu posloužil ruční lis s úchytkoměrem zobrazený na Obr. 29. Během rovnání byl uvnitř elektrody vložen nerezový trn jako ochrana proti zhroucení profilu trubky.

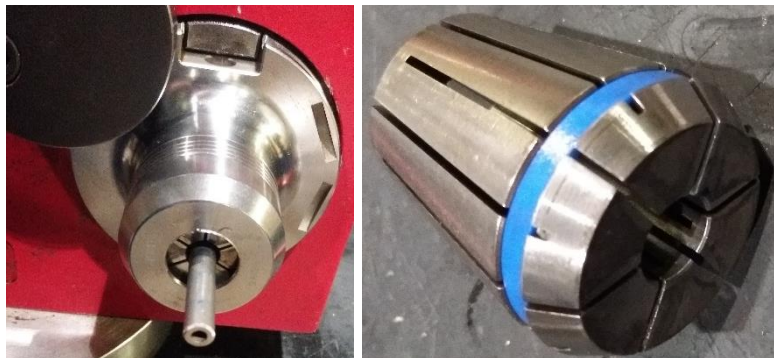


Obr. 29 Rovnání horní záporné elektrody před obráběním a lisováním.

Snížení meze kluzu mědi mělo zároveň negativní dopad na pevnost lisovaného spoje. Při první tlakové zkoušce došlo k netěsnosti a spoj musel být dotěsněn pájením měkkou bezolovnatou pájkou Cu99,3 Cu0,7 s bodem tavení 227 °C. Pro zvýšení smáčivosti nerezového povrchu k pájce byl povrch v oblasti spoje naleptán 85 % kyselinou H₃PO₄. Výsledný spoj je zobrazen jako první zleva na Obr. 32. V případě lokálního zvýšení teploty povrchu vlivem KTT může vytápěná trubka překročit teplotu tavení pájky. Tento stav neohrožuje funkčnost spoje, protože hlavní přenos energie a axiální síly zajišťuje lisovaný spoj. V případě roztavení dojde pouze k zatečení pájky do spoje a zlepšení jeho

vlastností. Situaci dále nepomáhá lehce rozdílná tepelná roztažnost mědi ($16 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) a Inconelu ($13 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$), která vede k dalšímu zvětšení vůle. Spodní spoj díky absenci KTT tyto problémy neměl. Minimální délka zalisování byla vypočtena na 10 mm. Během experimentů na Inconelové trubce nedošlo ani jednou k jejímu protavení.

Při tvorbě zirkoniového vzorku jaderného paliva byla situace komplikovanější. Zirkonium se používá v jaderných reaktorech pro svůj nízký účinný průřez zachytu neutronů a dobré korozní vlastnosti v prostředí aktivní zóny. Materiál topného tělesa (ZIRLO) díky své afinitě ke kyslíku tvoří samovolně na svém povrchu tenkou ochrannou vrstvu oxidů, tato vrstva je velice odolná a sťažuje jakékoliv spojování zirkonia s jinými materiály. Více o tomto materiálu v kapitole 6.3.



Obr. 30 Lisování vyžíhané měděné elektrody v kleštině pro vyšší mechanickou pevnost.

ZIRLO má značně odlišnou tepelnou roztažnost ($5,7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) než měď ($16 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$), což sťažuje konstrukci horního lisovaného spoje. Při prvním experimentu byl vyzkoušen jiný postup přípravy, kdy byla měděná trubka plasticly přetvořena nalisováním na nerezový trn v kleštině, viz Obr. 30. Následně byla přetvořená trubka obráběna na patřičný průměr k zalisování zmenšený o 0,03 mm. Poté byl otvor zkalibrován broušeným ocelovým trnem na požadovaný rozměr. Po rychlém zahřátí na teplotu cca $500 \text{ }^{\circ}\text{C}$ až $600 \text{ }^{\circ}\text{C}$ následovalo zalisování se zirkoniovou trubkou o teplotě $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Tento spoj dobře odolal tlakové zkoušce, ale při prvním experimentu KTT došlo k jeho propálení, viz Obr. 31. Problémem bylo, že v tomto okamžiku byla nainstalována 3.verze sondy měření vnitřních teplot, viz kapitola 5.4.1, která neměla měření teploty v lisovaném spoji. Nejbližší měření teploty bylo až 10mm od spoje a tudíž systém tuto krizi nezaznamenal a došlo k propálení zirkoniové trubky, viz Obr. 31 vpravo. Pro opravu muselo být zirkonium zkráceno o 15 mm. Možnou další příčinou vzniku KTT mohla být diskontinuita v proudění chladicího média v oblasti napojení zirkonia na zápornou elektrodu. Tento schodek průměrů se změnil na plynulý kužel zapájením měkkou pájkou, viz druhou fotografii zprava na Obr. 32.



Obr. 31 Spoj přívodní elektrody s topnou trubkou, zleva zirkoniový vzorek bez povrchové úpravy, uprostřed prohoření vzorku v důsledku KTT v blízkosti spoje, zprava obrázek chybějícího materiálu a otvoru v zirkoniu i měděné elektrodě.



Obr. 32 Spoj přívodní elektrody s topnou trubkou, zleva nerezový vzorek SS150, druhá zleva niklovací lázeň se zirkoniovým pokrytím, druhý zprava zapájená horní elektroda s poniklovaným koncem zirkoniového vzorku, první zprava poniklovaný spoj spodní elektrody se zirkoniovým vzorkem.

Pájení zirkonia je velice obtížné. Jak bylo uvedeno výše, zirkonium se velice rychle pokrývá tenkou vrstvou oxidů, které rapidně zhoršují smáčivost základního materiálu. Po zkouškách jednotlivých kyselin a pájecích kapalin (H_3PO_4 , HCl , H_2SO_4 ...) bez úspěchu bylo přikročeno k chemickému niklování plochy pájeného spoje. Po důkladném odmaštění a na aktivování spoje 30 min v 60 °C přípravku PRELM následoval dvojitý oplach demivodou. Poté byl vzorek 7 hodin udržován v 90 °C niklovací lázni. Po této době byla patrná souvislá vrstvička cca 10 μm po obvodu zirkoniové trubky v šířce 3 mm viditelná na Obr. 32 druhá zprava. Tato vrstvička zlepšila smáčivost na tolik, že bylo možné spoj zapájet naměkko bez větších potíží. Spoj je patrný na témže obrázku. Spodní

spoj byl zapájen naměkko obroušen do identického průměru jako přívodní elektroda a chemicky poniklován. Provedení spodního spoje je na Obr. 32 úplně vpravo.

Při chemickém niklování spodní elektrody bylo třeba dbát na to, aby ve spodním závitu zůstala vzduchová kapsa, která zabraňuje poniklování spojovacího závitu s kompenzačním členem. Detail spojení spodní elektrody s délkovým kompenzačním členem je na Obr. 33



Obr. 33 Poniklovaný kompenzační člen se zapájeným měděným lankem 35mm²

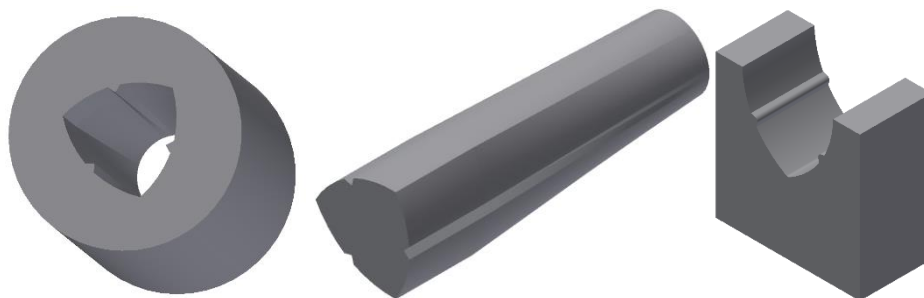
5.2.3 Konstrukce distanční mřížky

Distanční mřížka střeďí spodní elektrodu uprostřed křemenné trubky, protože spodní kompenzační člen neposkytuje příčnou oporu. Distanční mřížka byla vyrobena z 10 mm dlouhé tenkostěnné bezešvé nerezové trubky AISI 304 s tloušťkou 0,2 mm. Stejný polotovar byl použit i v práci [82]. K dosažení příčného tvaru bylo pomocí 3D tisku vyrobeno několik lisovacích přípravků, viz Obr. 34. Nejprve se kroužek roztáhnul do trojúhelníkové geometrie pomocí rozpěrného kuželu, přípravek druhý zleva na Obr. 34 a Obr. 35. Po roztážení bylo nutné profil kalibrovat v lisovacím pouzdru, na Obr. 34 a Obr. 35 první zleva. Pro dosažení vnitřních kontaktních vrcholů s co nejmenším poloměrem bylo přikročeno k vmáčknutí ocelového klínu (s vrcholovým úhlem 30°) do negativu vnitřní geometrie (třetí zleva Obr. 34). Pro zajištění správných vrcholových úhlu byl vnitřní negativ vložen do vnějšího negativu (druhý a třetí zprava na Obr. 34 a první zprava na Obr. 35)



Obr. 34 Lisovací přípravky vytištěné na 3D tiskárně technologií FDM, černé součástky jsou vyrobeny z materiálu PET-G zelené z PLA.

Distanční mřížka byla fixována ve svojí pozici díky elastické deformaci. Její vnitřní průměr před instalací na vstupní elektrodu makety jaderného paliva byl cca o 0,3 mm menší.



Obr. 35 3D modely lisovacích přípravků použitých k výrobě distanční mřížky

V průběhu experimentů byly provedeny i pokusy se dvěma distančními mřížkami. Přičemž první distanční mřížka byla ve své původní pozici 30 mm před začátkem vytápěné části a druhá distanční mřížka byla umístěna 10 mm před koncem skleněné trubky na výstupní elektrodě. Toto řešení mělo zamezit případnému vystředění makety v průběhu experimentu. Bohužel se toto řešení neosvědčilo, během prvního experimentu byla síla od elektrody a proudícího média tak vysoká že způsobila prasknutí křemenné trubice. V dalších experimentech byla použita pouze vstupní distanční mřížka.

5.3 Zdroj stejnosměrného proudu

Vzhledem k vysoké finanční náročnosti komerčních produktů a specifickým požadavkům experimentu na napájecí zdroj bylo přikročeno k vývoji vlastního zdroje stejnosměrného proudu přesně pro potřeby experimentů. Zdroj byl navrhnut, vyroben a odzkoušen v laboratořích Ústavu výkonové elektrotechniky a elektroniky FEKT.

Zdroj (viz Obr. 36) je koncipován tak, aby byl schopen plně využít maximální výkon, který je dostupný pro laboratoř (přípojka 3x 400 V 200 A). Zdroj je schopen provozu ve třech režimech definovaných testovaným vzorkem (65 V / 1500 A, 100 V / 1200 A, 400 V / 300 A). V případě použití zirkoniové trubičky pokryté jaderného paliva je třeba pro dosažení tepelného toku $3,9 \text{ MW/m}^2$ zajistit proud 1500 A. Při použití nerezové makety je třeba pro dosažení tepelného toku $3,9 \text{ MW/m}^2$ zajistit proud 1235 A. Vysokonapěťový výstup (300 V / 400 A) je vhodný pro experimenty zaplavování na dlouhých maketách, toto použití není popsáno v této práci. Zdroj je osazen dvěma samostatnými výstupy, jeden vysoko proudový nízkonapěťový pro první dva provozní stavy (konstrukční parametry 70V/1700A) a druhý vysokonapěťový (300 V / 400 A) obě dvě větve mají společnou zápornou elektrodu. Rozpor výsledných parametrů od konstrukčních parametrů v příloze III vznikl jako výsledek oteplovacích zkoušek zařízení při venkovní teplotě 28 °C. V případě provozu zařízení při nižší teplotě okolí se lze přiblížit k parametrům uvedených v příloze III.



Obr. 36 Pohled na přední část Zdroje stejnosměrného proudu po demontáži předního krytu. K vysoko proudovému výstupu připojeny kabely $2 \times 240 \text{ mm}^2$ vedoucí do TS, kladný pól vysokonapěťového výstupu zakrytý žlutým krytem.

Zadávání žádané hodnoty je řešeno PWM výstupem z FPGA cRio-9068 přes kartu NI9472 s 24 V logikou, rozlišovací schopnost výstupu je 25ns (40MHz) přičemž plný rozsah (výstup permanentně 24 V) odpovídá 1700 A, což dává při rychlosti odečtů 1kHz teoretickou rozlišovací schopnost 0,0425 A. Reálná rozlišovací schopnost zadávání žádané hodnoty proudu díky šumu je ovšem okolo 0,2 A.

Pro potřeby experimentu je stěžejní rychlé vypnutí zdroje při detekci kritických tepelných toků. Pokud by mělo vypnutí vyšší reakční dobu, dojde k roztavení testovaného vzorku a poškození měřicí sondy. Z těchto důvodů je zdroj vybaven i nezávislým digitálním kanálem s 24V logikou, který v případě detekce vypínacího signálu vypíná zdroj v čase $< 10 \text{ ms}$.

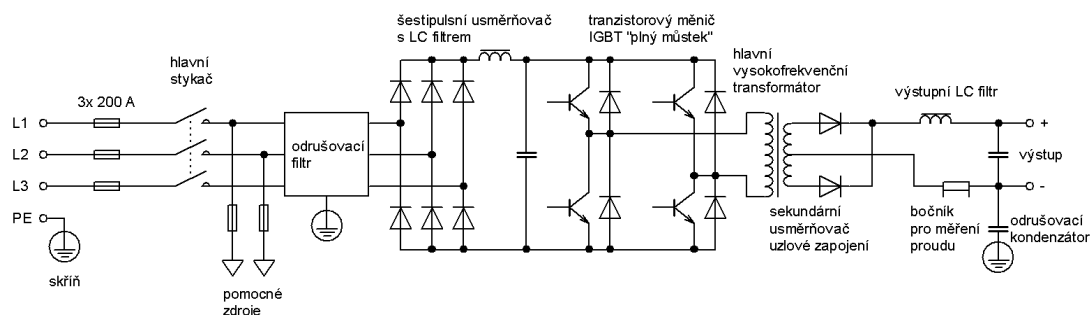
Měření výstupních hodnot měniče bylo realizováno kartou NI 9238 (4 AI, $\pm 500 \text{ mV}$, 24 Bit, 50 kS/s/ch). Pro omezení rušení byl na svorkovnici měřicí karty pro každý kanál doplněn 1kHz low pass filtr tvořený $10 \text{ k}\Omega$ odporem a $0,1 \text{ }\mu\text{F}$ kondenzátorem. Pro měření proudu byl použit přímý kontakt s měřícím bočником zdroje (zelený a bílý drát na Obr. 37) vedený k měřicí kartě dvakrát stíněným krouceným kabelem S/FTP Cat 7. Pro měření výstupního napětí zdroje bylo přikročeno ke kondicionování napěťového signálu do karty napěťovým děličem 1/303 z přesných rezistorů ($0,1\% \text{ } 15 \text{ ppm/}^\circ\text{C}$) $330 \text{ }\Omega$ a $100 \text{ k}\Omega$ (vstupní impedance měřicí karty $> 1 \text{ G}\Omega$). Výstupní signály byly dále kalibrovány, viz kapitola 5.4.2



Obr. 37 Proudový bočník vysoko proudového výstupu zdroje (0,5% 2000 A 60 mV) pro měření proudu a pro regulační smyčky.

5.3.1 Popis zdroje stejnosměrného proudu

Kompletní pohled na realizovaný zdroj 120 kW je na Obr. 36 a Obr. 39. Zdroj je vestavěn do rámu o rozměrech 1000 x 700 x 1180 mm svařeného z ocelových jeleků. Vzhledem k hmotnosti zařízení je rám opatřen kolečky.



Obr. 38 Základní schéma silové části napájecího DC zdroje.



Obr. 39 Od krytovaný zdroj DC proudu [83]



Obr. 40 Ovládací panel (odejmut stínící kryt řízení) [83]

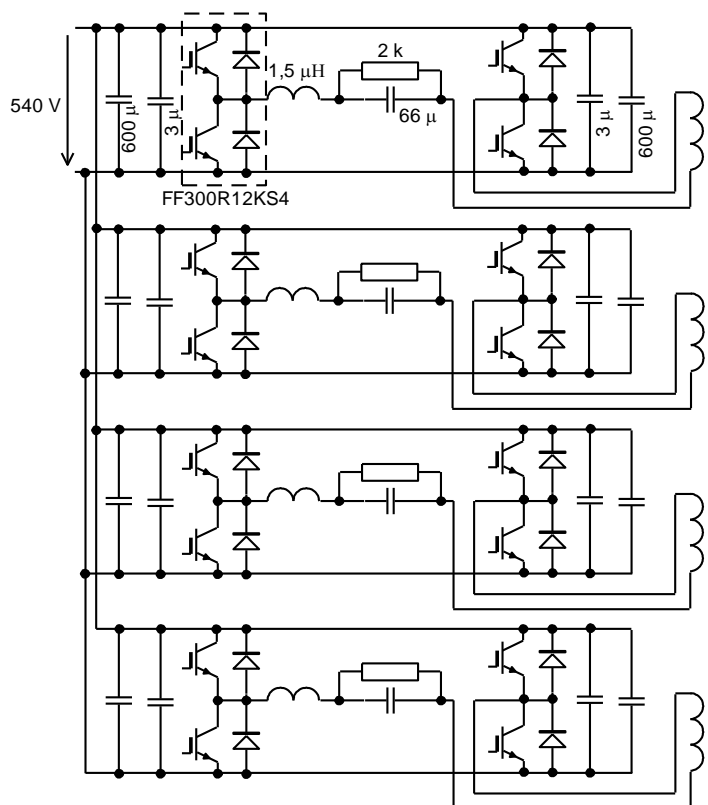
Sekce 70 V / 1700 A je vybavena proudovou regulační smyčkou, proud lze tedy nastavovat v rozsahu 0 až 1700 A, sekce 400 V / 300 A je vybavena kaskádní regulační strukturou s nadřazenou napěťovou a podřazenou proudovou smyčkou, s možností nastavení napětí od 0 do 400 V a proudového omezení od 0 do 300 A. Výstupy obou sekcí jsou galvanicky odděleny od primární části zdroje. Zdroj je napájen ze standardní trojfázové sítě 3 x 400 V / 50Hz.

Na Obr. 40 je ovládací panel zdroje vybavený manuálními ovládacími prvky a také galvanicky oddělenými PWM vstupy pro externí řízení. Jsou zde také umístěna kontrolní ručková měřidla zobrazující napětí a proud obou sekcí. Při stisknutí tlačítka nahoře uprostřed mezi měřidly se zobrazují žádané hodnoty veličin. Na panelu jsou i kontrolky signalizující vybavení různých ochran (nadproudová ochrana, saturační ochrana budičů, výpadek napájecí fáze, přehřátí polovodičů a další). Zezadu je na ovládací panel připevněna také stínící plechová krabice s řídicími obvody. Ty jsou pak přístupné zvenku po odejmutí štítku a stínícího plechového víčka, jak je vidět na Obr. 40.

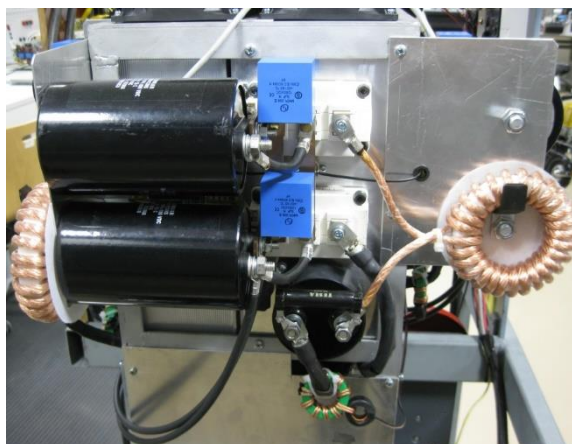
Silový obvod měniče

Jádrem zdroje je dvojčinný můstkový propustný měnič s impulsním transformátorem. Zdroj není koncipován jako modulární, ale jako jediný měnič s jedním transformátorem. Primární část je společná a transformátor je opatřen dvěma sekundárními vinutími a dvěma sekundárními usměrňovači.

Schéma zapojení primární části vlastního měniče je na Obr. 41, fotografie provedení jedné čtvrtiny primární části je na Obr. 42.



Obr. 41 Zapojení primární části měniče [83]



Obr. 42 Jedna čtvrtina primární části měniče [83]

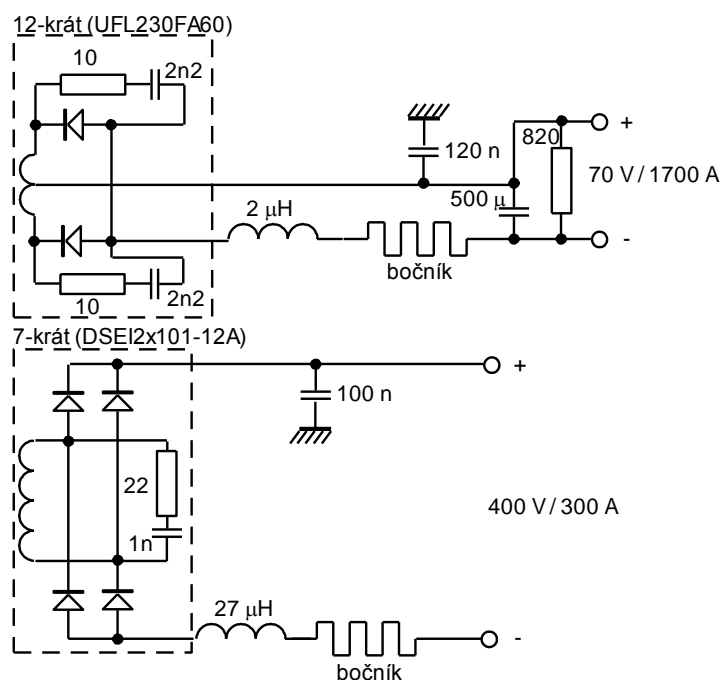
V měniči jsou použity rychlé IGBT moduly FF300R12KS4 (300 A). Spínací kmitočet je cca 29 kHz. Vzhledem k velkému primárnímu proudu a potřebné redukci ztrátového výkonu připadajícího na jeden modul, byly použity v obou větvích měniče čtyři moduly paralelně. Aby však bylo zabráněno problémům s paralelním chodem (nestejný okamžik sepnutí a vypnutí tranzistorů, potíže při vybavení saturační ochrany pouze některého tranzistoru atd.), nejsou tranzistory zapojeny paralelně přímo. Jsou použita čtyři samostatná primární vinutí, která jsou navinuta tak, aby jejich vzájemná vazba nebyla příliš velká – každé dílčí primární vinutí zabírá čtvrtinu obvodu toroidního jádra

transformátoru, vinutí se nepřekrývají. To má pak dostatečně příznivý vliv na minimalizaci zmíněných potíží.

Kondenzátory v meziobvodu jsou polypropylénové svitkové a jak je patrné z Obr. 42, moduly jsou pro minimalizaci parazitní indukčnosti meziobvodu standardně vybaveny také malými svitkovými “snubber” kondenzátory. V sérii s každým dílčím primárním vinutím je zapojen oddělovací svitkový polypropylénový kondenzátor zabraňující výskytu nenulové střední hodnoty napětí na vinutí - např. v případě nesymetrie budičů. Tak je zabráněno přesycení transformátoru. Toto řešení je účinné samozřejmě jen pro ustálené malé nesymetrie, větší napětěvé nesymetrii např. při dynamickém chování (při změně střidy) zabraňují řídicí obvody. Oddělovací kondenzátory jsou opatřeny vybíjecími rezistory.

Při ožiování měniče se vyskytl problém s napětěvými překmity na diodách sekundárního usměřovače. Aby je bylo možno lépe eliminovat použitím RC článků, bylo třeba uměle navýšit rozptyl mezi primárními a sekundárními vinutími transformátoru použitím tlumivek s indukčností asi $1,5 \mu\text{H}$ v sérii s dílčími primárními vinutími. Došlo tím také k redukci zapínacích ztrát tranzistorů. Indukčnost těchto tlumivek je přitom dostatečně nízká, aby nedošlo k neakceptovatelně velkému nárůstu napětěvé měkkosti měniče.

Fotografie primární části je na Obr. 42. Konstrukčním základem celého měniče je čtyřboká “chladicí věž” sestavená z chladicích profilů otočených žebry dovnitř. Zvenku tím vznikají montážní plochy ze všech čtyř stran – pro dílčí čtyři primární obvody. Tak je dosaženo snadného přístupu ke všem částem a také symetrie parazitních indukčností přívodů k transformátoru, neboť ten je umístěn symetricky uprostřed pod sestavou primárních chladičů. Pod transformátorem pokračuje chladicí věž podobnou sestavou chladičů pro výstupní usměřovače. Na Obr. 42 vidíme jednu čtvrtinu primárních obvodů (jeden dílčí měnič z Obr. 41). Vedle modulů tranzistorů a kondenzátorů zde vidíme i zmíněné přídavné tlumivky, jež byly realizovány jako vzduchové toroidy (pro omezení rušení voleno toroidní uspořádání) vinuté v svazkovém vodičem Rupalit. Na fotografii je dole patrný také impulzní měřicí proudový transformátorek, který využívá rychlá nadproudová ochrana měniče. Ve skutečnosti se jedná o kaskádní uspořádání dvou toroidních transformátorků. Tak bylo dosaženo potřebného velkého převodového poměru, aniž by bylo třeba navíjet velký počet sekundárních závitů.



Obr. 43 Schéma zapojení sekundární části měniče[83]



Obr. 44 Sekundární část měniče [83]

Zapojení sekundární části měniče je na Obr. 43. Sekce 70 V / 1700 A je vybavena sekundárním vinutím s vyvedeným středem, aby bylo možno použít dvojcestný usměrňovač s pouhými dvěma diodami, který má pak poloviční ztráty oproti Grätzovu můstku. Sekce je složena z 12 dílčích vinutí a každému z nich přísluší jedna rychlá dvojité dioda UFL230FA60 (600 V / 230 A pro obě diody). V proudovém dimenzování je tedy rozumná rezerva. Špičková hodnota napětí jedné poloviny sekundárního vinutí je cca 135 V a v závěrném směru je každá z diod namáhána dvojnásobným napětím, tedy 270 V. Závěrné napětí diod je 600 V, což je dostačující, ovšem i tak bylo třeba omezovat zotavovací napěťový překmit. K tomu slouží RC články zapojené paralelně k diodám.

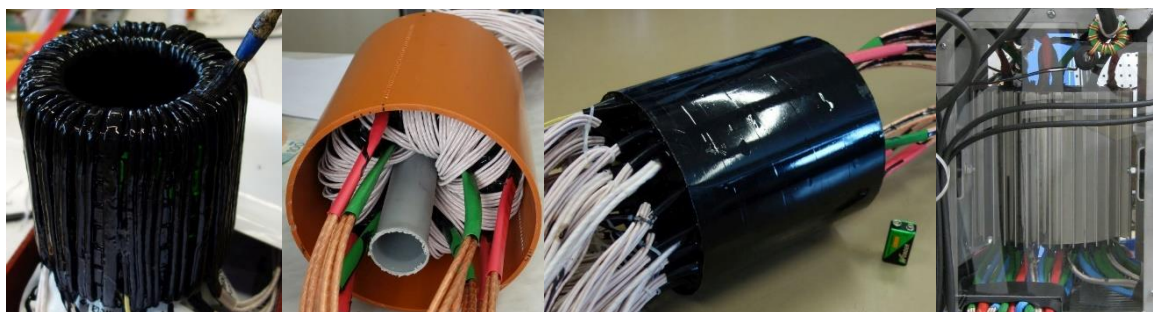
Střed sekundárního vinutí (výstupní pól plus) je ze střídavého hlediska připojen na kostru (šasi) celého přístroje – přes kondenzátor 120 nF. Šasi je uzemněno, a tak na výstupu, který je zcela galvanicky oddělen, nemůže být vysokofrekvenční rušivé napětí proti zemi. Bez zmíněného odrušovacího kondenzátoru by se sem rušivé vf napětí dostávalo přes velkou parazitní kapacitu mezi primárním a sekundárním vinutím transformátoru. Tlumivka je navíc zapojena do druhého pólu (mínus) a zamezuje proto vnikání vf rušení i do tohoto pólu, ačkoliv ten je již chráněn vf zkratem s plusovým pólem přes výstupní kondenzátor LC filtru zdroje. Bočník slouží pro regulační proudovou smyčku.

V sekci 400 V / 300 A je použit Grätzův můstek a jednoduché sekundární vinutí. V sekci je 7 dílčích vinutí a sedm příslušejících Grätzových můstků. Každý z nich je sestaven ze dvou dvojitých diod DSEI2x101-12A (1200 V / 100 A pro obě diody).

Výkonové vinuté prvky měniče

Na Obr. 45 jsou patrné fáze výroby hlavního impulzního transformátoru. Jádru sestává ze 7 toroidů. Nejprve byla navinuta sekundární vinutí sekce 70 V / 1700 A (vf svazkovým vodičem Rupalit classic). Ta byla rovnoměrně rozvrstvena po celém obvodu toroidu pro dosažení co nejlepší vazby s primárním vinutím. Na Obr. 45 první vlevo je zachycena

impregnace tohoto sekundárního vinutí natíráním zalévací hmotou. Následovalo navinutí čtyř dílčích primárních vinutí (Rupalit safety) tak, že každé zabírá čtvrtinu obvodu (bez vzájemného překryvu). Tím je zajištěno, aby vzájemná vazba mezi dílčími primárními vinutími nebyla velká, ovšem aby vazba celkového primáru s oběma sekundárními vinutími byla co nejvyšší (jedno umístěno nad a jedno pod primárním vinutím). Nakonec bylo navinuto sekundární vinutí sekce 400 V / 300 A.



Obr. 45 Fáze výroby hlavního impulzního transformátoru [83]

Na Obr. 45 druhý snímek zleva je již celé vinutí hotovo a připravuje se forma na zalití (novodurová trubka). Na třetím snímku je zalitý transformátor po odstranění formy (použita teplovodivá izolační zálivka). Nakonec (fotografie vpravo) byl takto zhotovený transformátor znovu zalit do chladicí kostry určené pro asynchronní motor (stejnou zalévací hmotou). Transformátor se tedy chladí vzduchem proudícím ve zmíněné chladicí věži měniče. Vzduch proudí středem věže dolů přes žebra chladičů primárních tranzistorů, dále okolo transformátoru a nakonec přes žebra chladičů diod a dnem měniče ven. Sání ze dna úmyslně nebylo použito kvůli riziku nasátí nečistot. Transformátor ve střední části věže je umístěn pod kryty (ze dvou stran plechovými a ze dvou průhlednými plexiskly), aby nedocházelo ke ztrátě tlaku vzduchu proudícího do žebér diodových chladičů.



Obr. 46 Výstupní tlumivka sekce 70V/1700A [83]



Obr. 47 Výstupní tlumivka sekce 400V/300A [83]

Na Obr. 46a Obr. 47 jsou výstupní tlumivky obou sekcí. Tlumivka sekce 70 V / 1700 A má indukčnost 2 μH a je z důvodu výrobní jednoduchosti realizována s jedním závitem (průvlekem měděnou tyčí sestavenou ze vzájemně izolovaných tyčí menšího průřezu) na feritovém UI-jádře s patřičným průřezem a vzduchovou mezerou. Tlumivka sekce 400 V

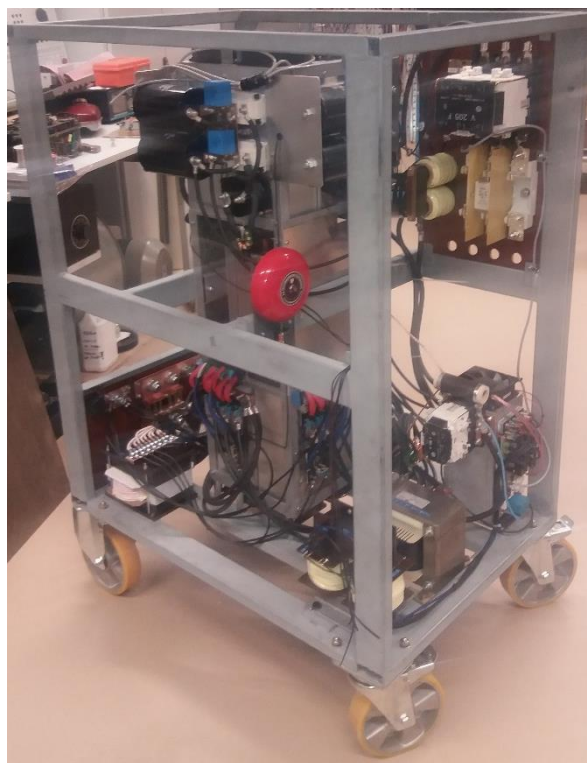
/ 300 A má indukčnost 27 μH je navinuta v svazkovém vodičem na feritovém EE-jádře se vzduchovou mezerou.

Pomocné silové obvody

Celkové zjednodušené schéma zdroje je zobrazeno na Obr. 38. Zdroj je vybaven pojistkami, vstupním síťovým odrušovacím filtrem, spouštěcím stykačem a pomocným stykačem pro časově zpožděné přemostění nabíjecího rezistoru. Tento rezistor omezuje po zapnutí nárazový proud nabíjení kondenzátoru meziobvodu, což umožňuje provoz zdroje i ze síťové zásuvky 3 x 400 V 32 A s adekvátně sníženým výstupním výkonem. Zdroj je vybaven pasivním diodovým šestipulzním usměrňovačem s tlumivkou vřazenou mezi výstup usměrňovače a kondenzátor meziobvodu. Díky tlumivce je dosaženo poměrně dobré hodnoty účinnosti λ (asi 0,9). Na Obr. 48 je vlevo dole síťový transformátor 500 VA pro napájení ventilátorů a řídicích obvodů, uprostřed je tlumivka vstupního usměrňovače a vpravo chladič se vstupním síťovým usměrňovačem, deskou napájecích zdrojů a pomocných obvodů a s přimontovaným pomocným stykačem a nabíjecím rezistorem. Vpravo nahoře lze vidět zvonek, který jedním hlasitým cinknutím signalizuje zapnutí měniče a krátkým zazvoněním nouzový stav (vybavení některých ochranných). Na Obr. 49 vlevo dole je patrné umístění výstupní tlumivky vysokonapěťového výstupu a bočník vysoko proudového výstupu.



Obr. 48 Napájecí a pomocné obvody [83]

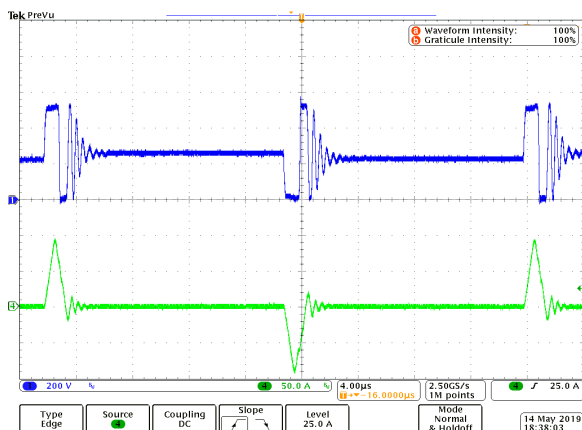


Obr. 49 Boční pohled na od krytovaný zdroj

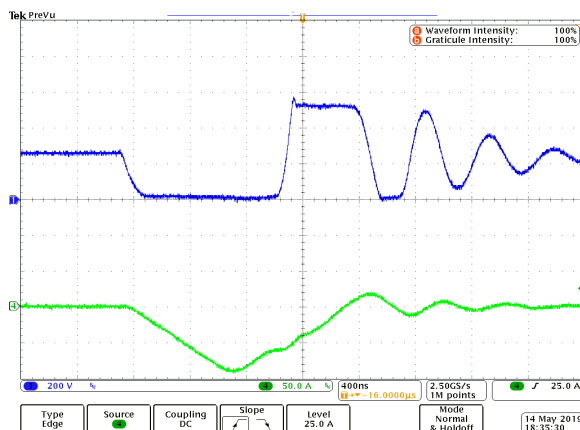
Uvádění zdroje do provozu

Na Obr. 50 je vidět průběh napětí C-E dolního tranzistoru (modrá) a průběh primárního proudu příslušným dílčím primárním vinutím (zelená) při plném napětí meziobvodu a zatížení sekce 70 V / 1700 A proudem 1250 A. Pro měření byl měnič zatížen velmi malým odporem 2 m Ω a výstupní výkon byl tedy malý – jen asi 3 kW. Ovšem spínací děje tranzistoru již odpovídaly reálným podmínkám. Malému výstupnímu napětí (výkonu) odpovídá velmi malá střída. Na Obr. 51 je vidět detail z Obr. 50. Je vidět příznivě malý

překmit při vypnutí tranzistoru. Dále je patrný lineární nárůst a pokles primárního proudu – nejedná se o magnetizační proud, který je nyní zanedbatelně malý, ale o pracovní proud, jehož strmý nárůst i pokles koresponduje s rozptylem mezi primárním a sekundárním vinutím transformátoru zvýšeným ještě přídavnou tlumivkou v sérii s primárním vinutím. Je vidět, že doba nárůstu proudu z nuly na hodnotu 1250 A je asi 700 ns, pak by následovalo LC kmitání, ale to je na obrázku přerušeno vypnutím tranzistoru a následným klesáním proudu. Po zániku proudu jsou patrné oscilace vlastní primární indukčnosti transformátoru s parazitními kapacitami (oba tranzistory větve jsou již vypnuty a nulové diody uzavřeny). Po odeznění kmitů se na tranzistoru logicky ustaluje napětí cca poloviční než je v meziobvodu.



Obr. 50 Napětí kolektor-emitor (modře) a primární proud (zeleně) [83]



Obr. 51 Detail z Obr. 52[83]



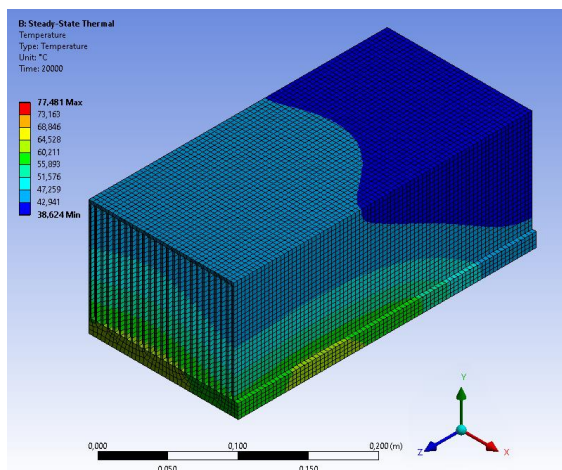
Obr. 53 Testování řízení v blízkosti nominálního výkonu DC zdroje (65V 1500A) s nerezovou odporovou zátěží chlazenou vodou, přívodní vodiče CU 2x240mm².

Během zkoušek oteplení zdroje, při maximálních provozních parametrech bylo zjištěno, přehřívání zdroje a aktivace tepelných ochranných systémů. Původně nainstalované ventilátory nebyly schopny poskytnout potřebný průtok vzduchu chladičem. Byl

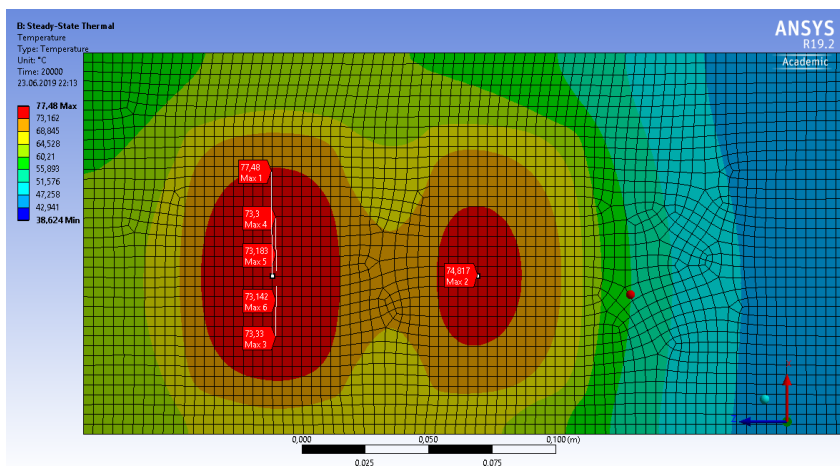
vytvořen matematický model chladiče v programu ANSYS R19.2, viz Obr. 55. Matematický model simuloval pouze 3D vedení tepla v konstrukci žebrovaného chladiče primární části, viz Obr. 42. Okrajové podmínky konvekce byly nastaveny na základě výsledků kritériálních rovnic. Výsledkem parametrické studie, která byla provedena na matematickém modelu bylo, že změna umístění spínacích prvků jejich teplotu výrazně nesníží. Proto bylo přikročeno k výměně ventilátorů s vyšším průtokem vzduchu. Vedlejším výsledkem této konstrukční změny bylo zvýšení hlučnosti zdroje na přibližně 80dB.



Obr. 54 Odporová zátěž sloužící pro testování maximálního výkonu zdroje po testech. Chybějící materiál v důsledku lokální krize varu.



Obr. 55 Numerický model teploty chladiče primární části při požadovaném průtoku vzduchu.



Obr. 56 Teplotní pole na stykové ploše chladiče s FF300R12KS4 při teplotě okolí 25 °C a rychlosti proudění vzduchu chladičem 6 m/s.

5.4 Instrumentace a přesnost měřidel

Nejdůležitějšími parametry, které přímo ovlivňují opakovatelnost a reprezentovatelnost naměřených kritických tepelných toků jsou:

- Tepelný výkon
- Hmotnostní tok
- Teplota kapaliny na vstupu a výstupu z testovací sekce
- Tlak na vstupu a výstupu z testovací sekce
- Vizualizace dvoufázového proudění.

V této kapitole bude popsána instrumentace experimentální smyčky od evoluce měřicích přípravků určujících vznik kritického tepelného toku přes měření a kalibrace tepelného výkonu, hmotnostního toku, teploty na vstupu a výstupu, po tlak. V závěru kapitoly bude zmíněn vývoj řídicího systému experimentálního zařízení a jeho základní algoritmy.

Tepelný výkon je měřen na elektrické straně měřením úbytku napětí na bočníku (60 mV 2000 A 0,5%) kartou NI9238. Hmotnostní průtok je měřen Promass80F15 DN 15 od výrobce Endress+Hauser. Teplota kapaliny na vstupu do testovací sekce je měřena odporovým teplotním čidlem MTR11 Pt100 s ϕ 3 mm. Tlak na vstupu a výstupu z testovací sekce je měřen tlakovými snímači DMP 331i od výrobce BD SENSORS. Vizualizace proudění probíhala na videokameru SONY HDR-CX240E

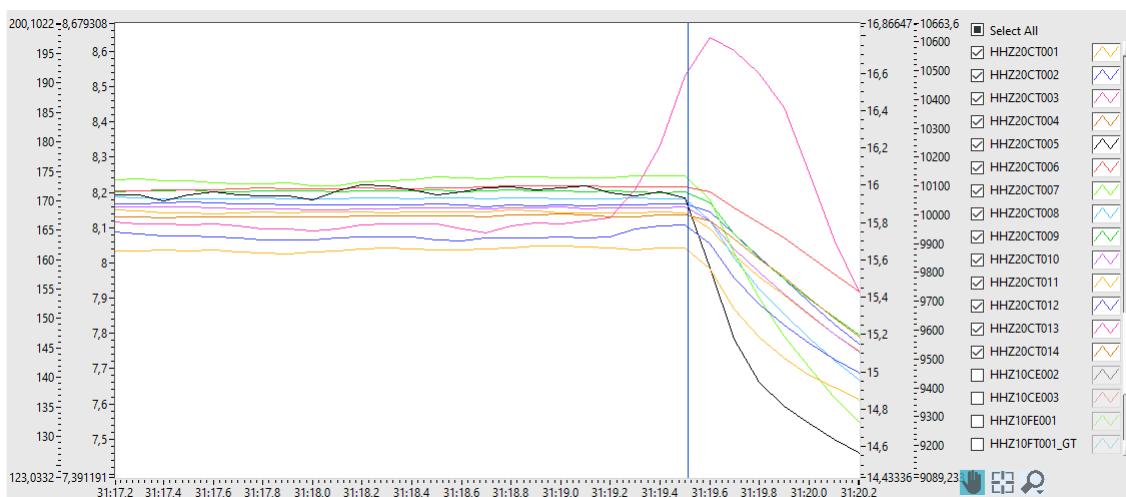
Tab. 5 Přesnost měření

Měřená veličina	Symbol	Rozsah čidel	Rozsah použitý v této práci	Jednotka	Nejistota měření výsledků použitých v této práci
Tlak	P	0-20	1-3	bara	$\pm 0,0278$ bar
Teplota	T	0-200	20-150	$^{\circ}\text{C}$	$\pm 0,3^{\circ}\text{C}$
Teplota v TS	T	0-1260	20-400	$^{\circ}\text{C}$	$\pm 2,7^{\circ}\text{C}$
Výkon	P_{el}	0-120	0-30	kW	$\pm 0,6\%$ z m. h.
Tepelný tok	q	0-4	0-3,5	MW/m ²	$\pm 1,7\%$ z m. h.
Hmotnostní průtok	M	2-121		kg/min	$\pm 0,449\%$ z m. h.
Hmotnostní tok	G	400-20000	400-1000	kg/m ² s	$\pm 3,7\%$ z m.h.

5.4.1 Sonda měření teploty vnitřního povrchu makety

Velice důležitou částí řídicího systému je měření vnitřní teploty makety jaderného paliva. Na základě rychlého zvýšení vnitřní teploty nad stanovenou mez, je detekován kritický tepelný tok a vypnut přívod elektrické energie do makety. Tato mez se nastavuje na každý termočlánek zvlášť kvůli rozdílnému kontaktu jednotlivých termočlánků s měřeným povrchem.

Při výskytu kritického tepelného toku nastává rapidní skok v teplotě vytápěného povrchu. Tento skok je měřen neuzemněnými termočlánky typu K od společnosti OMEGA o průměru 0,5 mm s délkou od 584,2mm (TJC-158-CA-SS-020U-23) do 1600,2mm (TJC-158-CA-SS-020U-63). Záznam hodnot je prováděn měřicí kartou NI 9213 se vzorkovací frekvencí 85 Hz na 16-ti měřicích kanálech, více v kapitole 5.4.4.



Obr. 57 Ukázka grafu z programu pro rychlou analýzu dat měření TestCell. Na snímku tři sekundy záznamu. P_{out} : 120 kPa $G=400 \text{ kg/m}^2\text{s}$ vzorek :ZIRLO

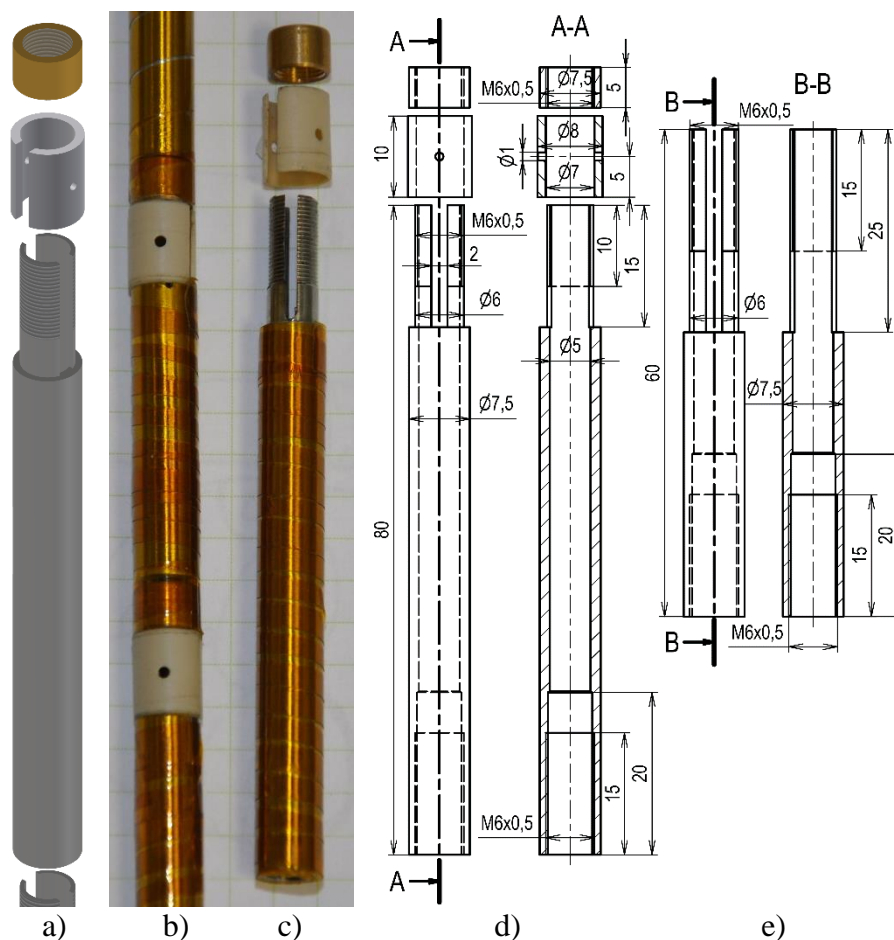
Průběh teplot uvnitř makety jaderného paliva před a během krize přestupu tepla je zaznamenán v Obr. 57. Na obrázku je patrné, že v čase 31min 19,5s došlo k překročení limitu 190°C na termočlánu HHZ20CT003 (vyznačeno modrou vertikální linkou). V tomto čase byl i vypnut zdroj elektrického proudu. Následné zvýšení teploty až k 198°C bylo zapříčiněno vlivem tepelné kapacity. Pokud nedojde k charakteristickému rychlému zvýšení teploty nad ustálený provoz, není hodnota klasifikována jako kritická a vypínací limity se zvyšují, dokud se KTT nedosáhne.

Díky diskretnímu rozložení termočláneků nedochází vždy ke KTT přímo v oblasti kontaktu termočlánu s vytápěným povrchem. Pokud KTT vznikne v úhlu 90° mezi termočlánu a zároveň v polovině vzdálenosti mezi jednotlivými měřicími úrovněmi dochází k nejvyššímu lokálnímu přehřátí. Toto přehřátí způsobuje vysoký nárůst teploty termočlánu po vypnutí zdroje stejnosměrného proudu až o 200°C . Tato naměřená hodnota je však stále nižší než reálné přehřátí povrchu. Vzhledem k rudé záři patrné na videozáznamech KTT, povrchová teplota dosahuje více než 600°C . Tento stav není žádoucí, může poškodit povrch nebo dokonce strukturální integritu vzorku.



Obr. 58 Krize přestupu tepla uprostřed vzorku s druhou verzí sondy měření vnitřní teploty vzorek IN2 $T_{in} 80^\circ\text{C}$ $P_{out} 200 \text{ kPa}$ $G400 \text{ kg/m}^2\text{s}$

První verze sondy měření vnitřní teploty



Obr. 59 Konstrukce první verze sondy a) 3D model zakončení sondy s převlečnou matkou b) fotografie spoje nosné trubky s prvním segmentem bez termočlánků c) fotografie zaizolovaného koncového segmentu sondy d) náčrt koncového segmentu sondy e) náčrt středního segmentu sondy

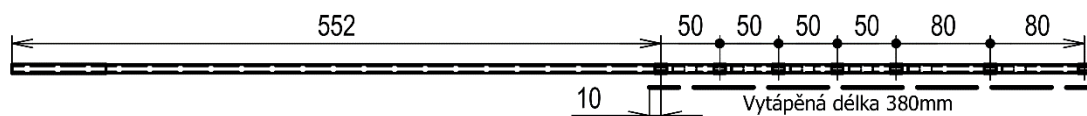
První prototyp byl inspirován sondou měření použitou Haasem v [7]. Termočlánky shora vstupují do nosné trubky $\varnothing 8 \times 1,5 \text{ mm}$ z oceli AISI321 (1.4541, ČSN 17247) ta byla v délce zasunutí do přírodních elektrod osoustružena na $\varnothing 7,5 \text{ mm}$ kvůli elektrické izolaci kaptonovou páskou. Na začátku nosné trubky je v délce 50 mm vyřezán závit M8 pro uchycení pojistného přípravku. Na konci je provedeno osazení se závitem M6x0,5 stejné jako na středním segmentu zobrazeném na Obr. 59 e). Termočlánek prochází drážkou v osazení a otvorem v přítlačném segmentu vyrobeném z PEEK (Polyetheretherketon), viz Obr. 59 d), po sestavení se poloha segmentu aretuje mosaznou kontramatkou. Termočlánek je izolován kaptonovou trubičkou s vnitřním $\varnothing 0,6 \text{ mm}$ a tloušťkou stěny 0,03 mm. Kaptonová trubička končí těsně za otvorem v PEEK segmentu, pro co nejlepší kontakt termočlánku s vytápěným povrchem.



Obr. 60 První verze sondy před izolací kaptonovou páskou.

Vzhledem k vyšší pravděpodobnosti výskytu KTT při vyšších hodnotách suchosti jsou termočlánky na konci vytápěného povrchu rozmístěny s vyšší hustotou. První řada

detekčních termočlánků je umístěna 10mm před koncem vytápěného povrchu, viz Obr. 61. Následuje druhá, třetí a čtvrtá řada po 50mm, přičemž v každé řadě je po dvou termočláncích naproti sobě. Od páté řady je použit pro snazší montáž vždy jenom jeden termočlánek.



Obr. 61 Rozmístění termočlánků v první verzi sondy

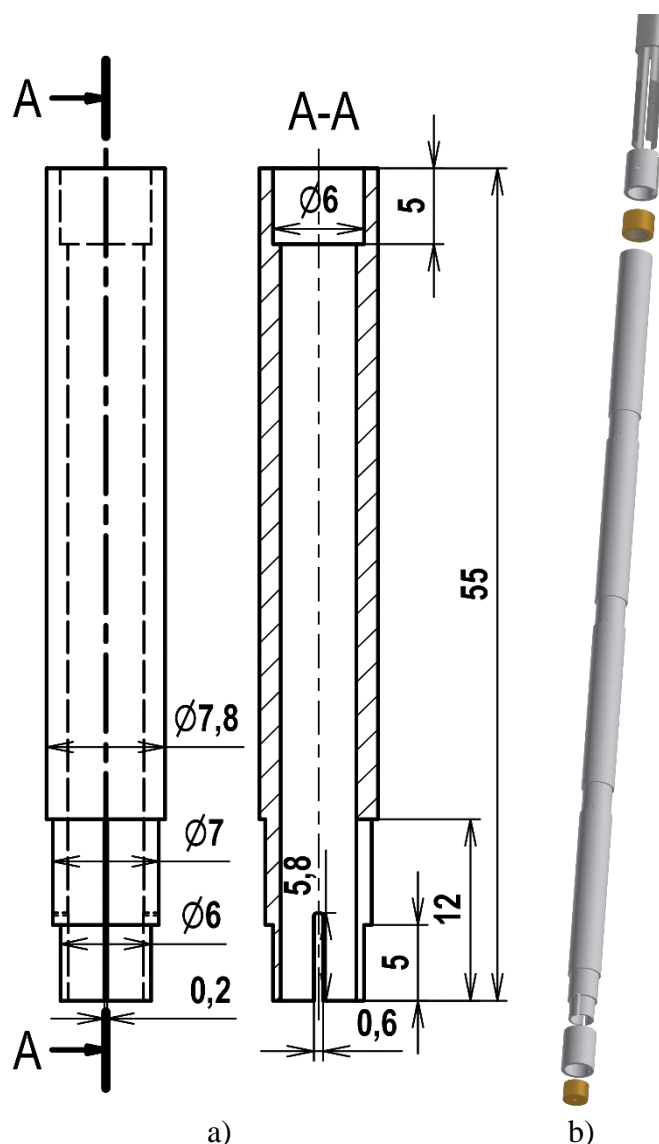
V průběhu prvních experimentů bylo zjištěno, že konstrukční řešení izolace termočlánků procházejících nerezovými segmenty není funkční. Pokud je tato izolace porušena, dochází k elektrickému zkratu mezi pláští jednotlivých termočlánků. To vede po zapnutí elektrického vytápění k vzrůstu teplot termočlánků ve zkratu a nemožnosti provozu zařízení. Během instalace se termočlánky posouvají ze svých pozic díky kompresi přítlačného PEEK kroužku, bílý segment na Obr. 62. Tento kroužek slouží jako rozpěrná pružina a přitlačuje termočlánek na vytápěný povrch. Díky těmto posunutím, ale dochází také k posunutí kaptonové izolace na termočláncích a vzniku mezi termočlánekovým zkratům. Díky tomuto faktu nebyl na první verzi měřící sondy proveden ani jeden kritický experiment.



Obr. 62 Vyústění termočlánků v první verzi sondy.

Druhá verze sondy měření vnitřní teploty

Na základě zkušeností s první verzí sondy byla navržena druhá verze, která nahrazovala nerezové segmenty za segmenty z elektricky nevodivého PEEKu. PEEK je termoplast dlouhodobě odolávající teplotám 250 °C krátkodobě 300 °C s teplotou tavení 348 °C. Vykazuje vysokou odolnost vůči zapálení. Jako izolační materiál byl zvolen pro své dobré mechanické vlastnosti.



Obr. 63 Druhá verze sondy měření vnitřní teploty a) náčrtek konstrukce PEEK segmentu b) 3Dmodel zakončení sondy s provrtanou mosaznou zátkou

Nosná trubka a první řada termočlánků byla ponechána bezezměny stejně jako rozmístění termočlánků po výšce sondy. Byl snížen počet řad na 5 a poslední řada byla osazena pouze jedním termočlánkem. Segmenty do sebe zapadaly lícovanými průměry a pro lepší kontakt termočlánků s vytápěným povrchem byl $\varnothing 7\text{ mm}$ vyroben o 0,1 mm větší a následně rozříznut jako rozpěrná pružina, viz Obr. 63. První PEEK segment byl osazen vnitřním závitem M6x0,5, který byl zašroubován do nosné trubky sondy. Celá sestava držela v celku díky předepnutí středovým nerezovým drátem $\varnothing 0,8\text{ mm}$ se sklokeramickým opletem. Na konci sondy byla v PEEKové izolaci mosazná zátká s otvorem, kterým vedl izolovaný nerezový drát. Koncový segment a jeho uložení je viditelný na Obr. 63 b).

V průběhu experimentů KTT došlo k lokálnímu přehřátí povrchu makety a na některých místech k roztavení segmentů či dokonce k zuhelnatění, viz Obr. 65 a Obr. 66. Roztavení segmentu mělo dopad na vnější průměr sondy a došlo k přilepení PEEKu k vnitřnímu povrchu makety. Po prvních experimentech na hladké nerezové maketě bylo nutné při demontáži sondy vzorek rozříznout a měřící sondu ze vzorku vylišovat.

Druhá verze sondy byla již funkční, ovšem nepoužitelná do vyšších teplot a opakovatelné použití bylo velice komplikované.



Obr. 64 Druhá verze sondy měření vnitřní teploty po vytažení z makety



Obr. 65 Detail opálení PEEK segmentu a kaptonové pásky



Obr. 66 Detail opálení PEEK segmentu v oblasti KTT z Obr. 58

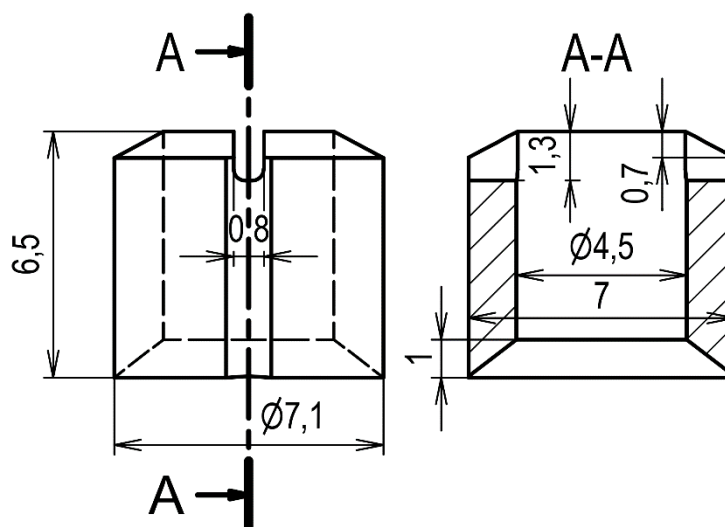
Třetí verze sondy měření vnitřní teploty



Obr. 67 Třetí verze sondy měření vnitřní teploty po vytažení z makety

Třetí model odstranil problémy s nízkou tepelnou odolností použitých materiálů. Jednotlivé segmenty byly nahrazeny keramickými steatitovými korálky K7, do kterých byly vybroušeny drážky, viz Obr. 68. Tyto korálky vynikají výbornou tepelnou odolností až do 1200 °C. Nosná trubka a první řada termočlánků byly stejné jako ve verzi 2., stejně jako počet a rozmístění termočlánků. Přítlak termočlánků k vytápěnému povrchu zajišťuje pružnost nerezového pokrytí jednotlivých termočlánků a minimální vůle vnitřního povrchu s izolačním korálkem. Celá sestava držela v celku díky předepnutí středovým nerezovým drátem $\varnothing 0,8$ mm se sklokeramickým opletem zasunutým v koncovém segmentu ze sondy verze 2.

Na této verzi byly naměřeny všechny zbývající body na nerezových vzorcích. Při prvním experimentu na Zirkoniovém vzorku došlo k poškození první řady a bylo přikročeno k přechodu na verzi 4.



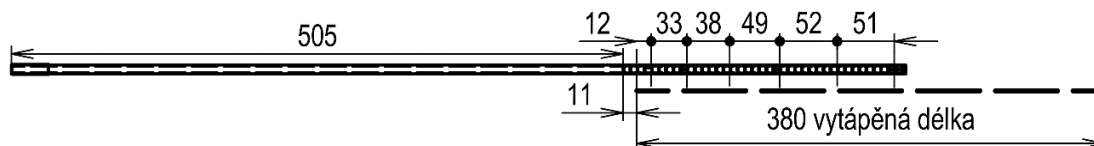
Obr. 68 Náčrtes keramických izolačních korálků s vybroušenými drážkami pro termočlánky



Obr. 69 Detail vyvedení termočlánků v třetí verzi sondy

Čtvrtá verze sondy měření vnitřní teploty

Začátek měření na zirkoniových vzorcích přinesl nové zkušenosti, kterých bylo využito v konstrukci čtvrtého modelu. Nosná trubka byla zkrácena na délku 505mm. Koncové osazení se závitem M6x0,5 bylo odstraněno a na trubku dosedá izolační korálek použitý ve verzi 3. Byly přidány 2 termočlánky měřící teplotu v lisovaném spoji, na úrovni 12mm od konce vytápěné délky byly přidány 3 termočlánky po 120°, každá další řada je tvořena dvojicí termočlánků po 180° mimo poslední, kde je pouze jeden. Termočlánky jsou rovnány tak, aby nebyly za sebou. Rozmístění jednotlivých měřících úrovní, je znázorněno na Obr. 70. Reálné provedení je zobrazeno na Obr. 72. Celkový počet termočlánků použitých v měřící sondě čtvrté generace byl 14.



Obr. 70 Rozmístění termočlánků čtvrté verze sondy

Celá sestava drží svoji konfiguraci díky předepnutí izolovaným nerezovým drátem $\varnothing 0,8\text{mm}$. Ten je zakončen v koncovém segmentu, který je tvořen korálkem, do kterého je zalisováno PTFE pouzdro, viz Obr. 73. Na čtvrté verzi sondy měření vnitřního povrchu byly provedeny všechny experimenty na zirkoniové maketě.

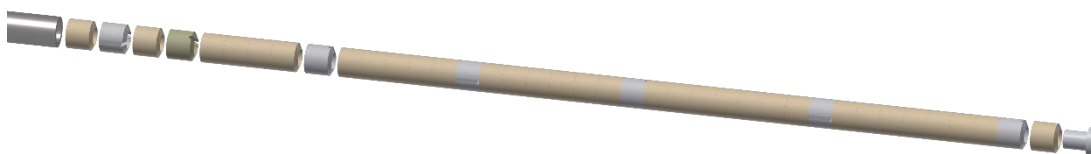
Výhodou této konstrukce je její použitelnost při experimentech za vyšších tlaků (1,6 MPa), kdy provozní teplota uvnitř makety dosahuje 300 °C a v případě KTT až 700 °C podle lokace výskytu KTT.



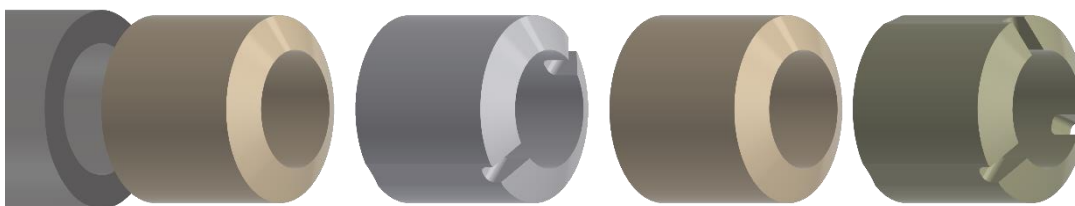
Obr. 71 Čtvrtá verze sondy před instalací do Zirkoniové makety



Obr. 72 Detail vyústění termočlánků čtvrté verze makety



Obr. 73 3Dmodel rozmístění jednotlivých izolačních segmentů, šedé segmenty pro upevnění dvou termočlánků, zelený segment pro upevnění 3 termočlánků a béžové segmenty bez drážky. Na konci ukončovací PTFE segment.



Obr. 74 Detail kontaktu nosné trubky s izolačními segmenty pro měření teploty ve spoji a na konci vytápěné části makety.

5.4.2 Měření výkonu v testovací sekci

Elektrický výkon disipovaný v testovací sekci je důležitým parametrem pro měření KTT. Vzhledem k vysoké rezistivitě použitého materiálu maket (více v kapitole 5.2.2) elektrický proud protékající maketou přímo definuje tepelný výkon dodávaný do varného povrchu. Měření dodávaného výkonu do testovací sekce pomocí bilančních rovnic tepelné kapacity je možné pouze v oblasti jednofázového toku. V případě dvoufázového

systému je velice komplikované určit podíl jednotlivých fází. Proto pro výpočet kritického tepelného toku je použito měření výkonu na elektrické straně.

$$P_{el} = UI \quad (37)$$

Zdroj stejnosměrného proudu o maximálním výkonu 120 kW je popsán v kapitole 5.3. Vstupními veličinami k měření výkonu dle vzorce (37) jsou proud a napětí. Nejistoty měření výkonu mohou být vypočteny dle vzorce (38).

$$dP_{el} = \left| \frac{\delta P_{el}}{\delta U} \right| dU + \left| \frac{\delta P_{el}}{\delta I} \right| dI \quad (38)$$

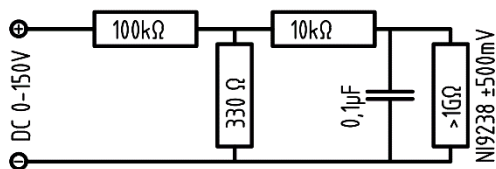
Výsledkem vyhodnocení dílčích derivací a intervalů odchylek je rovnice (39)

$$\Delta P_{el} = I \Delta U + U \Delta I \quad (39)$$

Pokud se rovnice (39) podělí rovnicí (37) dostaneme výpočet relativní odchylky (40).

$$\frac{\Delta P_{el}}{P_{el}} = \frac{\Delta U}{U} + \frac{\Delta I}{I} \quad (40)$$

Elektrický proud je měřen bočníkem s třídou přesnosti 0,5% dle EN 60051. Bočník je zabudován na záporné elektrodě výstupu zdroje. Úbytek napětí na bočníku je přímo úměrný proudu. Měřicí rozsah bočníku je 2000 A při úbytku napětí 60 mV. Úbytek napětí na bočníku snímá napřímo čtyř kanálová měřicí karta od firmy National Instruments NI 9238 s měřicím rozsahem ± 500 mV a 24bitovým A/D převodníkem. Přesnost karty je uvedena v Tab. 6. Pro omezení rušení byl na svorkovnici měřicí karty pro každý kanál doplněn low pass filtr tvořený 10 k Ω odporem a 0,1 μ F kondenzátorem viz Obr. 75. Tento filtr neovlivňuje přesnost měření stejnosměrného proudu. Napětí na testovací sekci se měří přímo na výstupu zdroje. Díky umístění zdroje v bezprostřední blízkosti od testovací sekce (1,2 m) se úbytek napětí na přívodních vodičích zanedbává. Pokud by došlo k přepálení makety bez vybavení ochrany, mohlo by se na výstupu zdroje objevit stejnosměrné napětí až 150V. Z tohoto důvodu byl před kanál měřicí napětí na výstupu zdroje zařazen napěťový dělič 1/303 z přesných rezistorů (0,1% 15 ppm/°C) 330 Ω a 100 k Ω (vstupní impedance měřicí karty > 1 G Ω), viz Obr. 75. Všechna vedení měřících signálů k měřicí kartě byla provedena dvakrát stíněným krouceným kabelem S/FTP Cat 7.



Obr. 75 Zapojení napěťového děliče a dolní propusti na kartě NI9238

Výsledná nejistota měření napětí, rovnice (41), se skládá z nejistoty odporů tvořících napěťový dělič, rovnice (42), a nejistoty měřicí karty, rovnice (43). Nejistota měřicí karty se skládá z nejistoty z měřené hodnoty a z nejistoty z měřeného rozsahu. Měřicí rozsah při použití napěťového děliče: $RNG_U = 0,5V \cdot 303 = 151,5V$

Výsledná nejistota měření proudu, rovnice (44) se skládá z nejistoty bočníku, rovnice (45), a nejistoty měřicí karty, rovnice (46). Vzhledem k nízkému úbytku napětí na

bočnicku je využito přibližně 10% měřicího rozsahu karty, proto je výsledný měřicí rozsah proudu $RNG_I = 500\text{mV}/(60\text{mV}/2000\text{A}) = 16\,666,7\text{A}$

Tab. 6 Nejistoty měření

Měřicí přístroj	Nejistota z měřené hodnoty $\varepsilon_{rdg\%}$	Nejistota z měřeného rozsahu $\varepsilon_{rng\%}$
Napěťový dělič	0,2%	-
NI9238 $\pm 500\text{ mV}$	0,07%	0,005%
Bočník 60 mV/2000 A	0,5%	-
ZES ZIMMER LMG500	0,02%	0,06%
ZES ZIMMER PSU2000	0,015%	0,005%

$$\Delta U = \varepsilon_{m,delic} + \varepsilon_{m,NI9238} \quad (41)$$

$$\varepsilon_{m,delic} = \frac{\varepsilon_{rdg,delic\%}}{100} U \quad (42)$$

$$\varepsilon_{m,NI9238} = \frac{\varepsilon_{rdg\%}}{100} U + \frac{\varepsilon_{rng\%}}{100} RNG_U \quad (43)$$

$$\Delta I = \varepsilon_{m,bocnik} + \varepsilon_{m,NI9238} \quad (44)$$

$$\varepsilon_{m,bocnik} = \frac{\varepsilon_{rdg,bocnik\%}}{100} I \quad (45)$$

$$\varepsilon_{m,NI9238} = \frac{\varepsilon_{rdg\%}}{100} I + \frac{\varepsilon_{rng\%}}{100} RNG_I \quad (46)$$

Vzhledem k vlivu nejistot z celého rozsahu dosahujeme nižší přesnosti měření ve spodní oblasti rozsahu. Žádný z KTT nebyl měřen na hodnotách proudu nižších než 500 A. Pro 500 A a 16,7282 V je proveden výpočet nejistoty měření v rovnici (47). Výsledná nejistota měření výkonu pro nejnižší KTT byla 1,052% z měřené hodnoty.

$$\frac{\Delta P_{el}}{P_{el}} = \frac{\Delta U}{U} + \frac{\Delta I}{I} = \frac{0,05274\text{V}}{16,7282\text{V}} + \frac{3,6833\text{A}}{500\text{A}} = 1,052\% \quad (47)$$

Pro snížení nejistoty měření výkonu bylo přikročeno ke kalibraci pomocí přesného Wattmetru a analyzátoru LMG500 s proudovou sondou PSU2000 vše od firmy ZES ZIMMER, viz Obr. 76. Přesnosti kalibrační techniky jsou uvedeny v Tab. 6. Původní přívodní kabely $2 \times 240\text{ mm}^2$ se připojily k měděné kruhové tyči o průměru 20 mm, viz Obr. 76 a), která procházela středem proudového senzoru PSU2000 pro co nejlepší distribuci magnetického pole. Následně bylo provedeno kalibrační měření v rozsahu uvedeném na Obr. 77 a Obr. 78.



Obr. 76 Kalibrace proudu a) Proudová sonda PSU2000 b) Analyzátor LMG500 s pomocnou napájecí jednotkou PSU-S20 (vlevo dole)

Nejistota výkonu při kalibraci je vypočtena dle vzorce (48), Stejně jako v případě provozního měření se nejistota výkonu skládá z nejistoty měření napětí (49) a z nejistoty měření proudu (51).

$$\frac{\Delta P_{elk}}{P_{elk}} = \frac{\Delta U_k}{U_k} + \frac{\Delta I_k}{I_k} \quad (48)$$

$$\Delta U_k = \varepsilon_{m,LMG500U} \quad (49)$$

$$\varepsilon_{m,LMG500U} = \frac{\varepsilon_{rdg,LMG500\%}}{100} U_k + \frac{\varepsilon_{rng,LMG500\%}}{100} RNG_{LMG500U} \quad (50)$$

Při kalibraci byl použit měřicí rozsah napětí $RNG_{LMG500U} = 25V$ použitý ve vzorci (50).

$$\Delta I_k = \varepsilon_{m,PSU2000} + \varepsilon_{m,LMG500I} \quad (51)$$

$$\varepsilon_{m,PSU2000} = \frac{\varepsilon_{rdg,PSU2000\%}}{100} I_k + \frac{\varepsilon_{rng,PSU2000\%}}{100} RNG_{PSU2000} \quad (52)$$

Měřicí rozsah proudové sondy PSU2000 je $RNG_{PSU2000} = 2000A$ tento rozsah je použit ve vzorci výpočtu nejistoty měření proudové sondy (52).

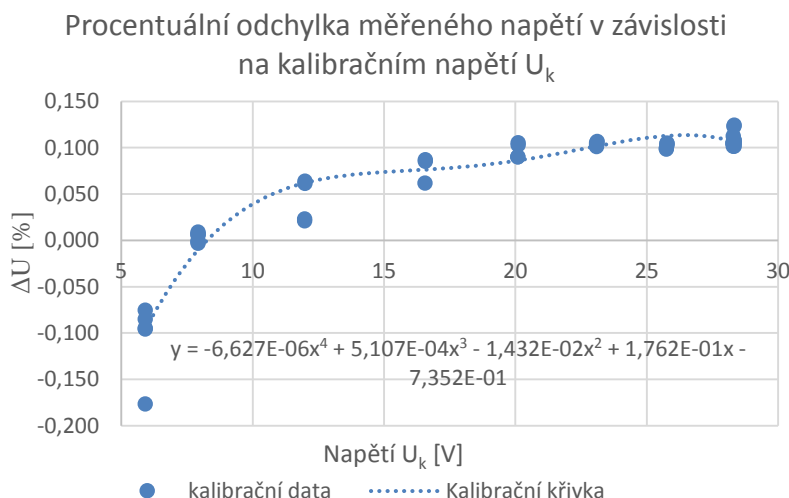
$$\varepsilon_{m,LMG500I} = \frac{\varepsilon_{rdg,LMG500I\%}}{100} I + \frac{\varepsilon_{rng,LMG500I\%}}{100} RNG_{LMG500I} \quad (53)$$

Vzhledem k převodnímu poměru 1/2000 proudové sondy PSU2000 a měřicímu rozsahu LMG500 1,2A je proudový rozsah analyzátoru ve vzorci (53) $RNG_{LMG500I} = 2400A$.

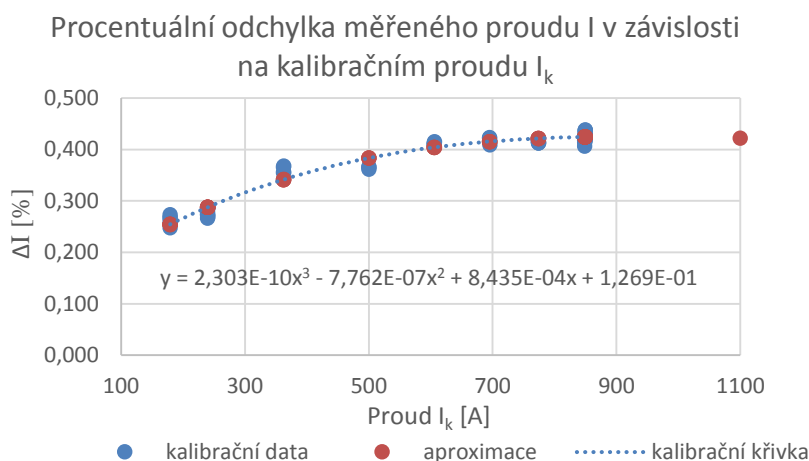
Výsledná nejistota měření kalibračního wattmetru pro nejnižší hodnoty KTT (500A a 16,7282V) je uvedena ve vzorci (54). V případě měření vyšších parametrů byla nejistota měření nižší (pro 1000A 0,3%)

$$\frac{\Delta P_{elk}}{P_{elk}} = \frac{\Delta U_k}{U_k} + \frac{\Delta I_k}{I_k} = \frac{0,018346V}{16,7282V} + \frac{2,003A}{500A} = 0,51\% \quad (54)$$

Na základě kalibrace byly vytvořeny kalibrační křivky pro napětí Obr. 77 a proud Obr. 78. Těmito křivkami byl korigován výsledný výkon vstupující do dalších výpočtů. Díky kalibraci bylo dosaženo zpřesnění měření výkonu na 0,6%.



Obr. 77 Relativní průběh odchylky měřeného napětí na kalibračním napětí



Obr. 78 Relativní průběh odchylky měřeného proudu na kalibračním proudu

Další metodou, kterou byl ověřen tepelný výkon dodávaný do testovací sekce byla energetická bilance jednofázového proudění, viz vzorec (55).

$$\dot{Q} = \dot{M}(h_{l\ out} - h_{l\ in}) + \dot{Q}_{ztráty} \quad (55)$$

Ve vzorci (55) je \dot{M} hmotnostní průtok testovací sekci, $h_{l\ out}$ entalpie výstupního média, $h_{l\ in}$ entalpie vstupního média a $\dot{Q}_{ztráty}$ zastupují energii odváděnou povrchem TS do okolí. Tepelné ztráty samotnou skleněnou trubicí se pohybují v řádu 10W. Teplotní čidla jsou ovšem umístěna uprostřed ustalovacích úseků pro co nejvíce homogenní teplotní pole. Vzhledem k tomuto umístění jsou dominantní tepelné ztráty konstrukcí ustalovacích úseků. Kvůli absenci izolací v době měření byly tepelné ztráty v řádu 100W. Výsledky měření se zanedbáním tepelných ztrát jsou uvedeny v Tab. 7. Rozpor naměřeného výkonu z elektrických veličin a energetickou bilancí lze přičítat zanedbáním tepelných ztrát testovací sekci.

Tab. 7 Porovnání měření výkonu v TS

P _{out}	T _{in}	T _{out}	\dot{M}	P _{kal}	I _k	U _k	P _{el}
bar	°C	°C	kg/h	kW	A	V	kW
1.37	18.9	59.1	98.6	4.61	498.88	9.91	4.94
1.36	19.0	58.5	197.2	9.05	693.82	13.99	9.70
1.38	20.4	61.0	293.9	13.84	842.78	17.29	14.57
1.37	27.0	46.7	799.5	18.29	968.51	19.78	19.16
1.37	23.5	63.5	399.8	18.57	973.42	20.08	19.54
1.36	29.0	53.6	800.0	22.85	1071.24	22.38	23.98

Tepelný tok je vypočten jako podíl tepelného výkonu a vytápěné plochy, jak je uvedeno v rovnici (4). Pro konkrétní případ vytápěné trubky s vnějším průměrem d_i a délky L můžeme vztah přepsat jako rovnici (56).

$$\dot{q} = \frac{P_{el}}{\pi d_i L} \quad (56)$$

Relativní odchylka tepelného toku je odvozena z rovnice (56) stejným způsobem jako rovnice elektrického výkonu (38) až (40). Výsledným tvarem relativní odchylky je rovnice (57).

$$\frac{\Delta \dot{q}}{\dot{q}} = \frac{\Delta P_{el}}{P_{el}} + \frac{\Delta d_i}{d_i} + \frac{\Delta L}{L} \quad (57)$$

Jak bylo uvedeno výše relativní odchylka měření výkonu po kalibraci byla stanovena na 0,6%. Jmenovitý průměr všech maket na, kterých byly provedeny experimenty KTT v rámci této práce byl 9,14 mm s maximální odchylkou od této hodnoty 0,05 mm. Jednotlivé makety byly řezány na rozměr 400 mm ± 1 mm a následně lisovány v délce 10 mm z každé strany do přírodních elektrod s přesností na 0,5 mm. Výsledná relativní odchylka tepelného toku dle rovnice (58) byla stanovena na 1,68%.

$$\frac{\Delta \dot{q}}{\dot{q}} = 0,6\% + \frac{0,05}{9,14} + \frac{2}{380} = 1,68\% \quad (58)$$

5.4.3 Měření průtoku a hmotnostního toku

Hmotnostní průtok je měřen coriolisovým průtokoměrem Promass80F15 DN 15 od výrobce Endress+Hauser (rozsah měření od 3l/min do 121 l/min s přesností ± 0,15 % z měřené hodnoty) s nastavenou proudovou smyčkou 4-20mA v rozsahu 0-1300kg/h. Analogový signál z tohoto senzoru je zpracováván kartnou od firmy National Instruments NI 9207 s měřícím rozsahem ±22mA a 24bitovým A/D převodníkem. Přesnost karty je uvedena v Tab. 8.

Tab. 8 Nejistoty měření

Měřicí přístroj	Nejistota z měřené hodnoty $\varepsilon_{rdg\%}$	Nejistota z měřeného rozsahu $\varepsilon_{rng\%}$
Promass80F15	0,15%	-
NI9207 ±22mA proud	0,150%	0,012%
NI9207 ±10,4V napětí	0,1%	0,020%
Mikrometr 0-25mm		0,01mm
Posuvné měřítko 0-150mm		0,02mm

Hmotnostní tok je definován jako poměr hmotnostního průtoku a průtočné plochy, jak je uvedeno v rovnici (3). Pro případ mezikružší je rovnice upravena do tvaru (59).

$$G = \frac{\dot{M}}{\frac{\pi}{4}(d_o^2 - d_i^2)} \quad (59)$$

Kde \dot{M} je hmotnostní průtok, d_o je vnitřní průměr skleněné trubice a d_i je venkovní průměr makety. Totální diferenciál rovnice (59) nám dává tvar (60).

$$dG = \left| \frac{\delta G}{\delta \dot{M}} \right| d\dot{M} + \left| \frac{\delta G}{\delta d_o} \right| dd_o + \left| \frac{\delta G}{\delta d_i} \right| dd_i \quad (60)$$

Relativní odchylka hmotnostního toku je odvozena z rovnice (60) parciálním zderivováním a vydělením rovnicí (59) jedná se o stejnou úpravu jako rovnice elektrického výkonu (38) až (40). Výsledným tvarem relativní odchylky hmotnostního toku je rovnice (61).

$$\frac{\Delta G}{G} = \frac{\Delta \dot{M}}{\dot{M}} + 2 \frac{d_o \Delta d_o}{(d_o^2 - d_i^2)} + 2 \frac{d_i \Delta d_i}{(d_o^2 - d_i^2)} \quad (61)$$

Nejistota průtoku je vypočtena stejným způsobem jako nejistota napětí dle vzorců (41) až (43). Výsledná relativní nejistota průtoku v oblasti 144kg/h byla 0,449% (v oblasti 360kg/h 0,36%). Nejistota měření vnitřního průměru skleněné trubice byla $\Delta d_o = 0,11$ mm. Nejistota měření vnějšího průměru makety 0,05mm. Výsledná nejistota hmotnostního toku je vypočtena v rovnici (62).

$$\frac{\Delta G}{G} = 0,449\% + 2 \frac{14,5 * 0,11}{(14,5^2 - 9,14^2)} + 2 \frac{9,14 * 0,05}{(14,5^2 - 9,14^2)} \cong 3,7\% \quad (62)$$

5.4.4 Měření teplot

Teplota na vstupu a výstupu z testovací sekce je měřena odporovým teplotním čidlem MTR11 Pt100 s ϕ 3mm od firmy HTH8 (měřicí rozsah -30+300 °C, chyba měření $\pm 0,15$ °C) ve čtyřvodičovém zapojení. O převod na digitální signál se stará čtyř kanálový měřicí modul od firmy National Instruments NI 9217 s měřicím rozsahem 0Ω až 400Ω a 24bitovým A/D převodníkem pracující v režimu vysokého rozlišení. Nejistota tohoto modulu v oblasti -200 až 150 °C je 0,15 °C. Tudíž celková nejistota měření vstupní a výstupní teploty byla $\pm 0,3$ °C.

Teplota uvnitř makety je měřena neuzemněnými termočlánky typu K od společnosti OMEGA o průměru 0,5 mm s délkou od 584,2 mm (TJC-158-CA-SS-020U-23) do 1600,2 mm (TJC-158-CA-SS-020U-63) vyrobených v 1. třídě přesnosti dle EN 60584-2 ($\pm 1,5$ °C). Signál z termočlánků zpracovává šestnácti kanálová karta od firmy National Instruments NI 9213 s rozsahem ± 78 mV a 24bitovým A/D převodníkem, pracující v režimu rychlého snímání. Tato karta v kombinaci s čidly typu K v rozsahu +50 °C až +500 °C dosahuje přesnosti $\pm 1,2$ °C. Výsledná nejistota měření teploty vnitřního povrchu je tudíž $\pm 2,7$ °C. Pokud je zapnut zdroj stejnosměrného proudu a maketou prochází proud, dochází k úbytku potenciálu po výšce makety. Pokud je ocelový plášť termočlánku v kontaktu s vytápěným povrchem, ve více než jednom bodě, dochází k průchodu části proudu také pláštěm termočlánku. Tento jev vede k ohřívání termočlánku v rámci až 10 °C v závislosti na tepelném výkonu makety.

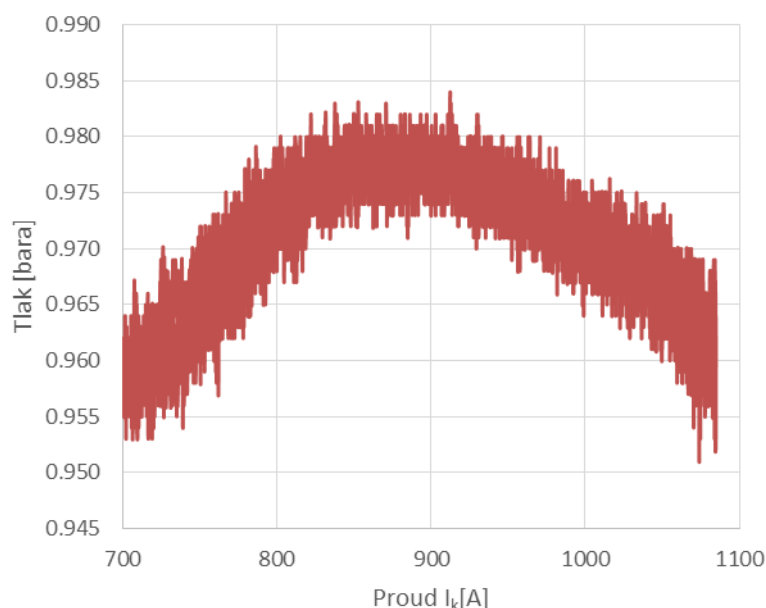
Teplota ostatních procesních veličin byla měřena termočlánky typu T (OMEGA CPSS-18U-12) přesnost ($\pm 0,5^\circ\text{C}$) a K (OMEGA CASS-18U-12) s přesností $\pm 1,5^\circ\text{C}$, které byly snímány druhým měřicím modulem NI 9213 pracujícím v režimu vysokého rozlišení. Tato karta v tomto režimu a v kombinaci s čidly typu T v rozsahu $+50^\circ\text{C}$ až $+200^\circ\text{C}$ dosahuje přesnosti $\pm 0,6^\circ\text{C}$ a pro čidla typu K $\pm 1^\circ\text{C}$. Výsledná nejistota měření procesních teplot byla pro čidla typu T $\pm 1,1^\circ\text{C}$ a pro čidla typu K $\pm 2,5^\circ\text{C}$.

Všechna čidla byla před začátkem experimentů z kalibrována, zda odpovídají deklarované přesnosti dle EN 60584-2.

5.4.5 Měření tlaků

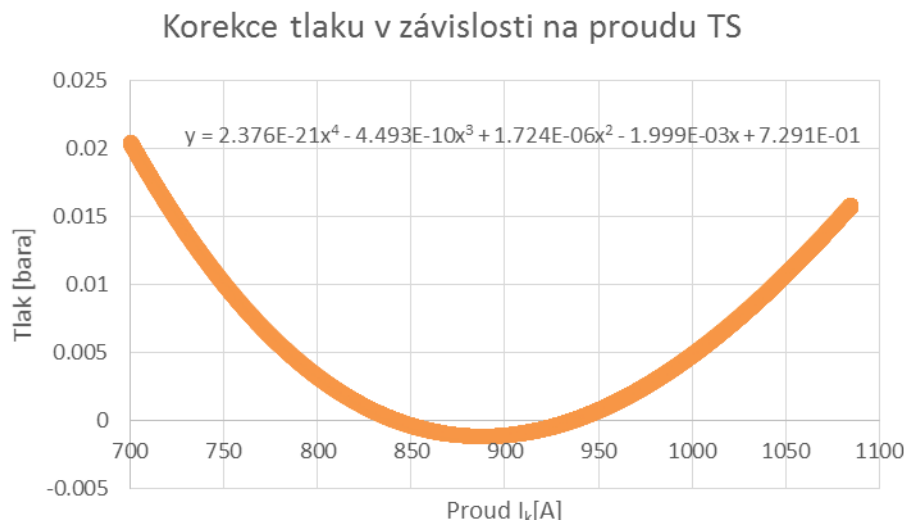
Tlak na vstupu a výstupu z testovací sekce byl měřen inteligentními tlakovými snímači s nastavitelným rozsahem DMP 331i od výrobce BD SENSORS (měřicí rozsah 0-2000kPa abs., přesnost $\pm 0,1\%$ rozsahu). Snímače byly zapojeny dvou vodičově proudovou smyčkou 4-20mA do snímacího modulu NI9207 (stejně jako průtokoměr v kapitole 5.4.3). Přesnost modulu uvedena v Tab. 8. Výsledná nejistota měření tlaku byla stanovena na $\pm 0,0278$ baru pro maximální nejistotu při absolutním tlaku 3 bary.

Na začátku experimentálních prací byl pozorován vliv zdroje na tlaky v testovací sekci. Se zvyšujícím se výkonem se tlaky neúměrně snižovaly. Domněnky byly potvrzeny opakováním experimentu se zavřenými manometrickými ventily. Bylo přikročeno k izolaci snímačů od kostry zařízení ertacetalovými segmenty a výměně kabeláže za kabely s vysokou ochranou proti rušení S/FTP Cat 7. Na svorkovnici měřicí karty byl přidán 200 Hz lowpass filtr a toroidní jádro s jedenácti závity pro odrušení vysokofrekvenčního rušení. Po těchto úpravách byly zavřeny manometrické ventily a otevřeny odvzdušňovací ventily do atmosféry pro stabilní tlak na snímačích, následně bylo provedeno opakované měření tlaku při postupném zvyšování proudu protékajícího testovací sekci od 700 A do 1100 A, takto byly provedeny tři cykly pro zajištění opakovatelnosti. Výsledný průběh naměřeného tlaku během 3 cyklů je uveden na Obr. 79.



Obr. 79 Naměřená data tlaku v závislosti na protékajícím proudu při zavřených manometrických ventilech a otevřeném odvzdušňovacím ventilu, tlak atmosféry 0,9756 bara

Na základě naměřených dat byla uplatněna korekce, která přičítá tlak dle Obr. 80 k naměřené hodnotě tlaku v testovací sekci v závislosti na protékajícím proudu. Pro zjištění vlivu tlaku byl experiment opakován při 3 bara se stejným výsledkem.



Obr. 80 Korekce tlaku přičítaná k tlaku senzoru v závislosti na proudu protékajícím testovací sekcí

Procesní měření tlaku bylo řešeno snímači tlaku s rozsahy dle maximálního provozního tlaku v dané části zařízení. Tlak v kompenzátoru objemu (LAA10CP001) byl měřen snímačem DMP331 od výrobce BD SENSORS (měřicí rozsah 0-1600kPa abs., přesnost snímače $\pm 0,25$ % z rozsahu). Hladina v kompenzátoru objemu (LAA10CP002) byla měřena diferenčním tlakoměrem CD 2051 od výrobce ROSEMOUNT (měřicí rozsah 0-6 kPa s přesností $\pm 0,1$ % z rozsahu). Tlak za čerpadlem (LAB10CP001) byl měřen snímačem tlaku DMP 331 od výrobce BD SENSORS (měřicí rozsah 0-2500 kPa abs., přesnost snímače $\pm 0,25$ % z rozsahu). Všechny tlakové snímače byly zapojeny dvouvodičově v proudové smyčce 4-20 mA do měřicího modulu NI9207 stejně jako měření tlaků v TS.

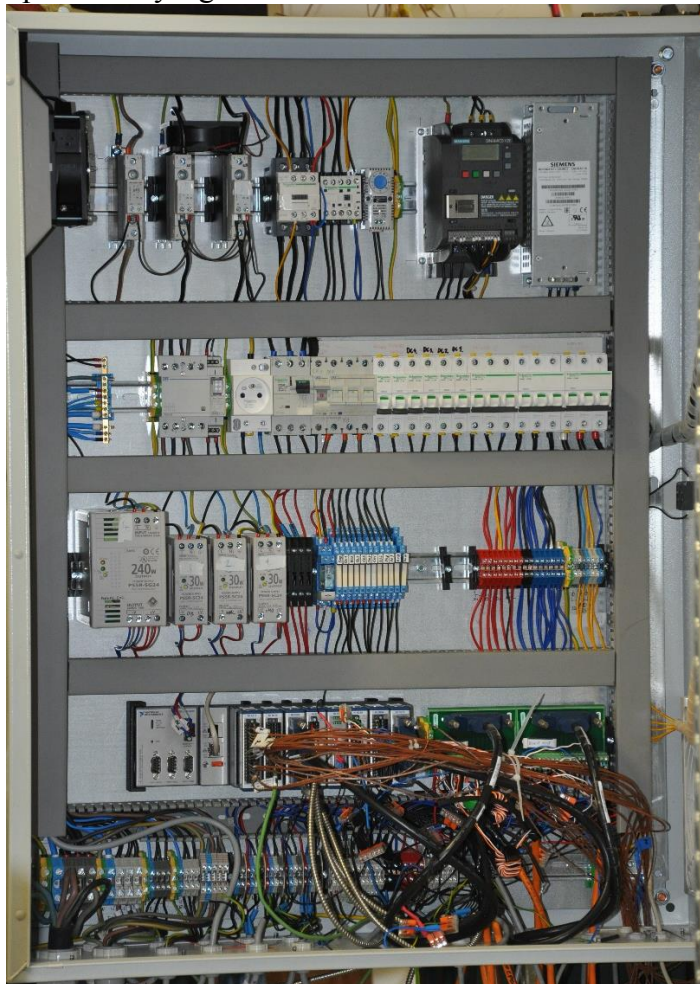
5.4.6 Řídicí systém

Řízení experimentální smyčky je řešeno na platformě cRIO od National Instruments. Osmi slotový kontrolér cRIO9068, viz Obr. 81, je vybaven vstupními a výstupními moduly uvedenými v Tab. 9. Kontrolér je osazen programovatelným hradlovým polem (FPGA) Xilinx Zynq-7020 s pracovním taktom 40MHz a dvou jádrovým procesorem ARM Cortex-A9 taktovaným na 667 MHz.



Obr. 81 Použité měřicí a ovládací moduly experimentálního zařízení.

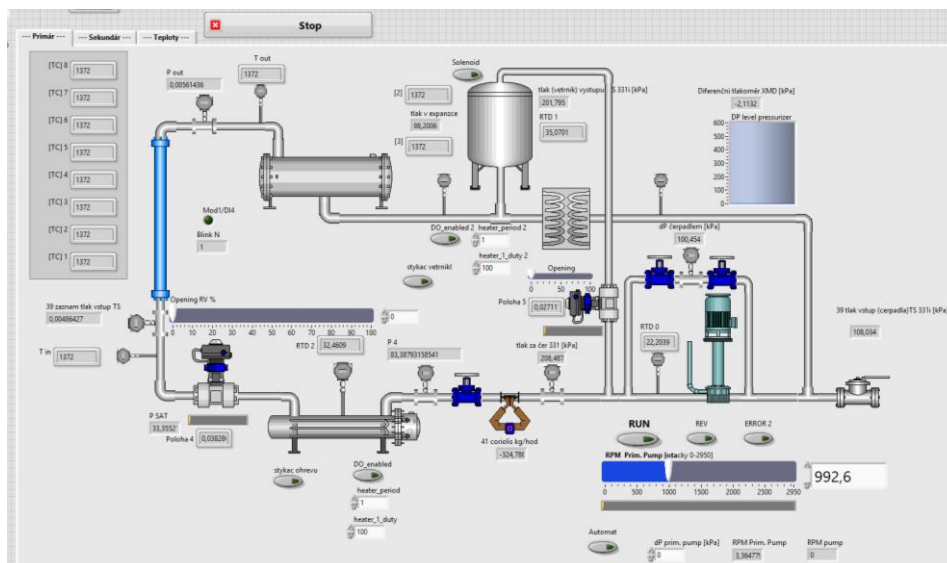
Elektrický rozvaděč experimentálního zařízení je zobrazen na Obr. 82. v horní části jsou výkonové SSR pro řízení ohříváků s frekvenčním měničem. V druhé řadě jsou stykače a jističe jednotlivých zařízení smyčky. Ve střední části jsou DC zdroje pro napájení pohonů, digitálních výstupů, analogových výstupů a kontroléru cRIO, v pravé části jsou pojistky zdrojů a blok relé. Ve spodní části je umístěn plně osazený kontrolér a svorkovnice se vstupními filtry signálu.



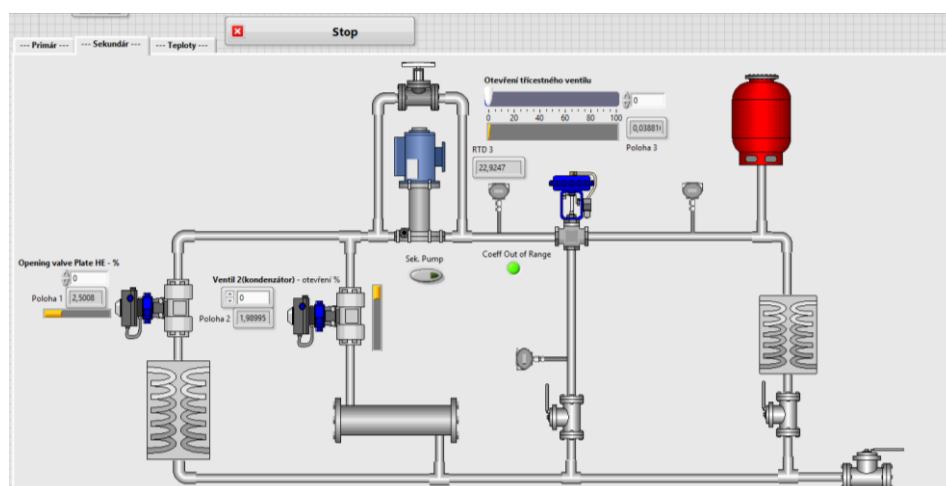
Obr. 82 Od krytovaný hlavní rozvaděč experimentální smyčky.

Řízení zdroje DC proudu a vypínací limity termočlánků měřících vnitřní teplotu v TS stejně jako PWM řízení ohříváků je naprogramováno přímo na hradlovém poli FPGA. Na linuxovém operačním systému kontroléru jsou spuštěny ostatní procesy.

První verze řídicího systému byla tvořena postupně se stavbou technologie pro parciální zkoušky její funkčnosti. Vše bylo tvořeno ve vývojovém prostředí programu LabVIEW 2015 s maximálním využitím jeho implementovaných knihoven a příkladů. Ovládací obrazovky první verze jsou zobrazeny na Obr. 83 a Obr. 84. Na počátku experimentálních prací bylo dosaženo limitů první verze řídicího systému. Největším problémem byla rychlost a spolehlivost snímání teplot vnitřního povrchu a na ni navázaná co nejrychlejší odezva signálu vypnutí zdroje, společně s algoritmy ochrany a bezpečného dochlazení.



Obr. 83 Obrazovka první verze řídicího systému primárního okruhu testovací tratě.

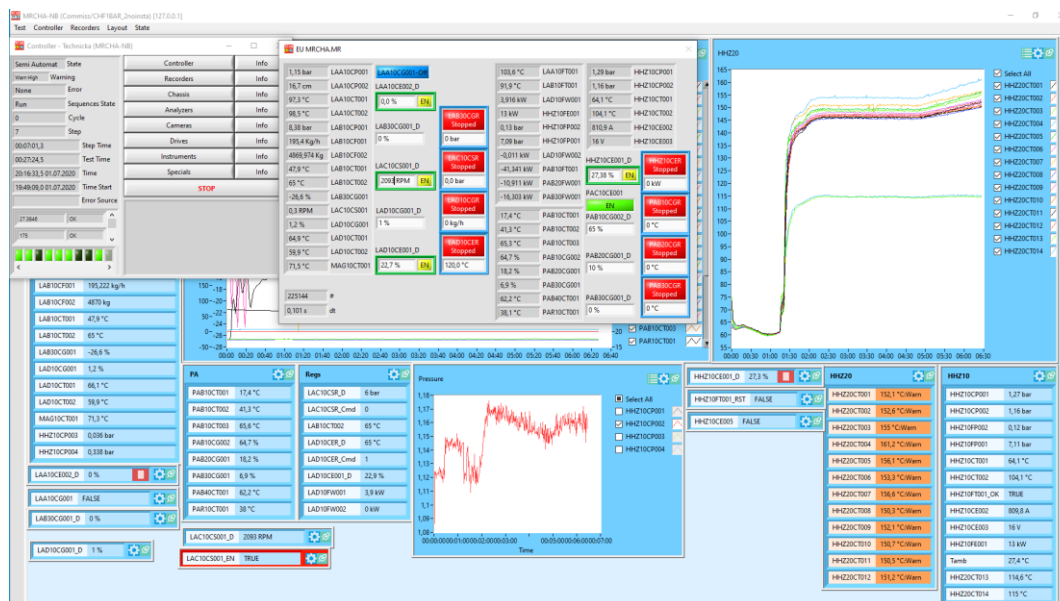


Obr. 84 Obrazovka první verze řídicího systému sekundárního okruhu testovací tratě.

Na základě zkušeností z první verze bylo přikročeno k aplikaci komerčně dostupného řídicího programu TestCell, vyvinutého na ústavu výrobních strojů, systémů a robotiky Vysokého učení technického v Brně. Tento program dokázal využít plný potenciál měřících modulů a zajistil snímání teplot vnitřního povrchu makety s frekvencí 85Hz. Kritické procesy zůstali na FPGA. Algoritmus detekce KTT se vylepšil tak, že nastavené limity teplot se přepočtou na hodnotu mV, která odpovídá napětí termočlánku typu K při této teplotě, a měřená hodnota je s touto hodnotou porovnávána před samotným přepočtem na fyzikální hodnotu teploty. Pokud jsou naměřené mV vyšší než nastavený limit mV je v rámci FPGA vypnut zdroj DC proudu a započata dochlazovací sekvence. V případě měření KTT, které byly snímány i vysokorychlostní kamerou, byl součástí dochlazovací sekvence i signál na relé spínající spoušť kamery pro uložení záznamu.

Ovládací rozhraní využívá KKS kódy technologie k pojmenování měřených i počítaných veličin, viz Obr. 85. Na grafickém rozhraní se stále pracuje. Program umožňuje libovolnou tvorbu grafů z měřených i počítaných veličin pro rychlou analýzu dat během měření. Je možné nastavit spodní a horní limit ke každé hodnotě a tři druhy

akcí pokud je dosaženo limitu této hodnoty. Je možno nastavit změnu barvy hodnoty jako upozornění před dosažením limitu. Velkým benefitem je možnost tvorby testovacího plánu pro zajištění vysoké opakovatelnosti jednotlivých experimentů. V testovacím plánu lze nastavit posloupnost jednotlivých akcí a hodnotu nastavení, například: v čase experimentu 30sekund od spuštění otevři škrtící ventil (LAD10CG001) na 1% rozsahu, zapni sekundární čerpadlo (PAC10CE001) a zapni regulátor teploty na vstupu do TS (LAD10CE001) na 120°C a pokud nebude dosaženo u teploty (LABC10T002) aspoň 110°C nepokračuj na další bod. Lze nastavit i rampy zvyšování teploty, otevření či výkonu.



Obr. 85 Uživatelské rozhraní druhé verze řídicího programu.

Na počátku experimentálních prací byly také vyzkoušeny jiné varianty měřících modulů pro zlepšení některých vlastností jako třeba odolnost vůči rušení, vyšší přesnost nebo rychlejší záznamová frekvence. Příkladem může být výměna modulu NI9207 za modul NI 9205. Tento krok se po přepojení neosvědčil. Modul měl sice vyšší frekvence odečtů, ale nižší odolnost vůči rušení neumožňovala jeho využití v prostředí experimentálního zařízení, proto bylo přikročeno k návratu k NI9207.

Frekvence ukládání měřených veličin v programu TestCELL je 10Hz.

Tab. 9 Měřící moduly cRIO

Modul	Popis	Použití
NI 9213	16 vstupních kanálů, měření termočlánků ± 78 mV	Měření teploty vnitřního povrchu v TS
NI 9213	16 vstupních kanálů, měření termočlánků ± 78 mV	Měření ostatních teplot termočlánky v technologii
NI 9207	8 vstupních kanálů proudových 20mA 8 vstupních kanálů napěťových ± 10 V	Průtokoměr, všechna tlaková čidla Zpětná vazba polohy od ventilů
NI 9717	4 vstupní kanály odporových teploměrů, 0 Ω až 400 Ω ,	Měření vstupní a výstupní teploty do TS, teplota MAG10CT001 a LAB10CT001

NI 9472	8 výstupních digitálních kanálů, od 6 V do 30 V (24V logika)	Rychlé řízení zdroje DC proudu, řízení PWM regulace ohříváků
NI 9238	4 vstupní kanály ± 500 mV	Zpětná vazba ze zdroje DC proudu, měření proudu a napětí
NI 9264	16 výstupních analogových kanálů ± 10 V, rozlišení převodníku: 16 Bit	Ovládání frekvenčního měniče a polohy ventilů
NI 9375	16 digitálních vstupních kanálů 16 digitálních výstupních signálů až 30 VDC (24V logika)	Zpětná vazba z frekvenčního měniče, digitální výstup průtokoměru Ovládání solenoidu, stykačů, relé

5.5 Bezpečnostní systémy

Nejčastěji aktivovaným bezpečnostním systémem smyčky je překročení maximální teploty vnitřního povrchu makety v důsledku KTT. Toto překročení limitu vede k okamžitému (1ms) vypnutí zdroje DC proudu a spuštění sekvence dochlazování. Což znamená zavření regulačního ventilu LAD10CG001 vypnutí všech ohříváků a po 30 sekundách zastavení primárního čerpadla.

V případě prasknutí skleněné trubice je primární ochranou proti poranění obsluhy letícími úlomky skla polykarbonátový štít o tloušťce 10mm připevněný přímo na konzolách testovací sekce, viz Obr. 19. Sekundární ochranou je mobilní polykarbonátový štít 1,2mx1,8m tloušťky taktéž 10mm. Pokud je tlak v testovací sekci nižší než tlak v kompenzátoru objemu (dekomprese vlivem defektu), je spuštěna sekvence dochlazování. Na výstupu z testovací sekce je zařazena zpětná klapka, která brání vylití objemu smyčky přes TS. Na vstupu do TS je zařazena armatura s havarijní funkcí tudíž v případě výpadku elektrické energie sama zavírá přívod kapaliny do TS. Vstupy i výstupy do TS jsou opatřeny i ručními uzavíracími kulovými ventily v případě netěsnosti některého z automatických ventilů.

Všechny topené tlakové nádoby jsou opatřeny pojistnými ventily a zdvojeným měřením teploty proti přehřátí. Kompenzátor objemu je vybaven měřením výšky hladiny, které má zároveň ochranou funkci minimálního a maximálního vodního objemu smyčky. Měření vodního objemu je zdvojeno vizuálním hladinoměrem. Dále je řídicí systém vybaven algoritmy zabráňujícími spuštění přehříváku pokud je průtok smyčkou nulový apod.

Pokud výstupní teplota chladicí vody do kanalizace (PAR10CT001) překročí limit 60 °C dochází k vypnutí topidel jako ochrana před poškozením odpadního potrubí. Na každou měřenou i počítanou hodnotu v řídicím systému lze nastavit ochranné limity a případné akce.

V případě úniku chladiva vlivem netěsnosti je zabráněno úniku mimo půdorys experimentálního zařízení nerezovou zábranou s NBR těsněním. Tato zábrana, zobrazena dole na Obr. 19, je přitažena k podlaze stavěcími šrouby rámu. Objem této zábrany je dostatečný pro zachycení celého vodního prostoru smyčky.

Přívod smyčky 3x400V 63 A je za proudovým chráničem 30 mA. Na rozvaděči smyčky je hlavní vypínač, který přerušuje napájení celého rozvaděče.

Tlakový celek byl navrhnout zkonstruován a odzkoušen dle normy ČSN EN 13445.

5.6 Metodika měření kritického tepelného toku

Před experimenty KTT je třeba uvést smyčku do provozního stavu filtrací a odplyněním okružové vody. Na Obr. 86 je zobrazena krátká procedura filtrace v čase 0 až 590 sekund. Vzhledem k nízké maximální provozní teplotě mechanických filtrů (40°C) je nutno filtrovat pouze za studeného stavu smyčky. Před touto krátkou filtrací byla provedena dlouhá osmi hodinová filtrace, která je prováděna po odstávkách smyčky delších než 96 hodin. V čase 591s byly zavřeny ventily obtokové trasy filtrů a průtok poklesl na nulu. Po otevření trasy přes TS a KO byl průtok obnoven.

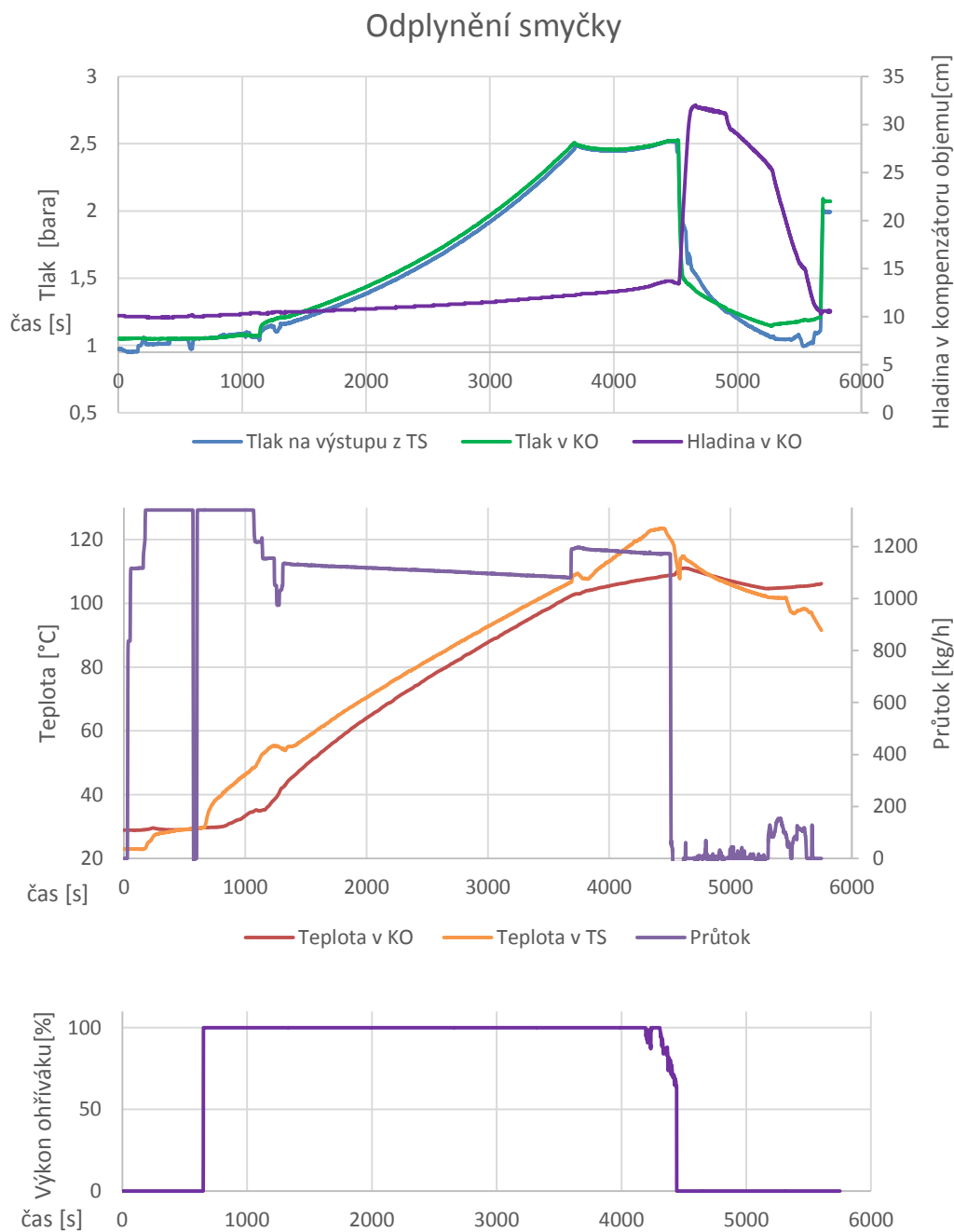
V čase 640s až 4504s byl zapnut 20kW přehřívák (LAD 10CE001) jehož regulátor byl nastaven na teplotu 120°C. Tlak v experimentální smyčce byl přímo úměrný zvedání tlaku vlivem ohřívání dusíku v KO. V čase 4200s dosáhla teplota na výstupu přehříváku 120°C a regulátor začal snižovat tepelný výkon přehříváku. Teplota na výstupu přehříváku je regulována na 120°C a je nutno vyčkat na prohřátí celého primárního okruhu na minimální teplotu 105°C.

V čase 4500s začíná odplynění, je vypnut přehřívák a následně čerpadlo jako ochrana před jejich poškozením. Ohřívák v KO (LAA10CE001) je po celou dobu odplynění v provozu na nominální výkon. V čase 4520s je otevřen ventil odplynění na KO (LAB30AA550) společně se solenoidovým ventilem (LAA10CG001). Se snižujícím se tlakem dochází k varu v oblastech TS, kondenzátoru, přehříváku a čerpadla a ty se plní parou. Kapalina z těchto oblastí jde do KO a hladina se zvyšuje z původních 15cm na 31,7cm.

V čase 4942s jsou otevřeny odvězdušňovací ventily na TS, kondenzátoru, přehříváku a čerpadle kterými uniká pára s nekondenzujícími plyny a urychluje se odplynění okruhu.

V čase 5275s je uzavřen ventil (LAB30AA550) a dochází k zaplňování primárního okruhu zpět odplyněnou kapalinou, která při výtoku z KO prochází ještě ohřívákem KO. Ohřívák KO vyrábí páru, která zvyšuje tlak v KO a žene sytou kapalinu do primárního okruhu, jak je patrné průtokem v čase 5275s až 5672s. Odplynění je ukončeno ve chvíli, kdy jsou všechny komponenty primárního okruhu zpátky zaplaveny sytou kapalinou. Po zaplnění se uzavírají odvězdušňovací ventily a solenoidový ventil (LAA10CG001). Následuje zvedání tlaku díky topidlu v KO a doplnění dusíku do KO pro přípravu experimentu KTT na tlaku 2 bara. Během procedury odplynění nedochází k topení primárního okruhu pomocí TS, pouze topným výkonem přehříváku a topidla KO.

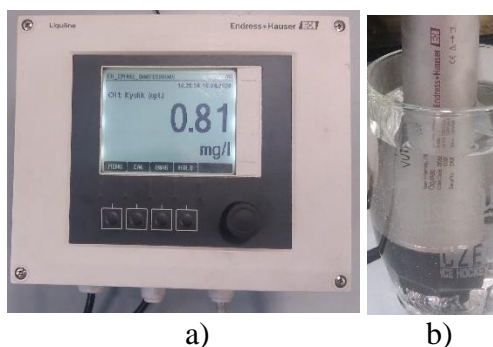
Každé odplynění experimentální smyčky nese ztráty pracovního média v páře vypuštěné do atmosféry. Na Obr. 86 nahoře, je patrné snížení hladiny v KO po odplynění o 3 cm (z původních 13,6 cm na 10,6 cm).



Obr. 86 Průběh tlaků, hladiny, teplot, průtoků a výkonu předehříváku v experimentálním zařízení během procedury odplynění

5.6.1 Vlastnosti vody primárního okruhu

Za pomoci ručního přístroje HANNA HI98129 bylo měřeno pH a konduktivita okruhové vody. Hodnota pH během experimentů se pohybovala od 9,3 do 9,5 ($\pm 0,05$), elektrická vodivost od 26 do 31 $\mu\text{S}/\text{cm}$ ($\pm 2\%$ F. S.).



Obr. 87 Měření rozpuštěného kyslíku a) vyhodnocovací jednotka b) kyslíková sonda

Hladina rozpuštěného kyslíku byla měřena oxymetrem s vyhodnocovací jednotkou CM442-AAM2A1F010A a optickým senzorem COS16D-AAA1A3 od firmy Endress+Hauser s přesností 0.01 mg/l nebo $\pm 1\%$ z měřené hodnoty pro hodnoty < 12 mg/l. Umístění senzoru je zobrazeno na Obr. 87 b). Díky nekontinuálnímu měření a odměrné nádobě s volnou hladinou, kterou se vzdušný kyslík v odplyněné vodě dále rozpouštěl během měření, se dá předpokládat, že reálná hodnota rozpuštěného kyslíku byla po odplynění nižší než 0,81mg/l. Hodnota rozpuštěného kyslíku doplňkové demivody z reverzní osmózy byla 6,5 mg/l.

5.6.2 Měření Kritického tepelného toku

Tato kapitola popisuje typický průběh měření jednoho bodu KTT za konstantních podmínek vstupní teploty, výstupního tlaku, hmotnostního průtoku a tlakové ztráty mezi výtlakem čerpadla a vstupem do TS, viz Obr. 89. Tepelný výkon se při těchto podmínkách zvyšuje tak dlouho, dokud není dosaženo charakteristického překročení limitů teploty uvnitř makety, jako na Obr. 57. Se zvyšujícím se topným výkonem, jak je zobrazeno na Obr. 90, se zvyšují i závislé parametry, jako teplota vnitřního povrchu makety a tlaková ztráta na TS, viz Obr. 91.

Na obrázcích Obr. 89, Obr. 90 a Obr. 91 je zobrazen experiment na 365mm dlouhém zirkoniovém vzorku při parametrech uvedených v Tab. 10

Tab. 10 Parametry experimentu

Provozní parametr	hodnota
Teplota na vstupu do TS (HHZ10CT001)	65 °C
Tlak na výstupu z TS (HHZ10CP002)	1,2 bara
Průtok TS (LAB10CF001)	234,9 kg/h
Hmotnostní tok G	600 kg/m ² s
Tlaková ztráta mezi čerpadlem a TS	6 až 8 bar

Pro dosažení potřebné opakovatelnosti a snížení náročnosti na obsluhu je posloupnost úkonů naprogramována v řídicím programu a v průběhu jeho běhu je operátoru umožněno zasahování do některých parametrů experimentu.

Parametry uložené v plánu experimentu z předchozích měření s možností zásahu operátora:

- Otáčky čerpadla (LAC10CS001)
- Otevření regulačního ventilu primárního okruhu (LAD10CG001)
- Otevření ventilu deskového výměníku (PAB20CG001)

- Otevření ventilu kondenzátoru (PAB30CG001)
- Otevření směšovacího ventilu sekundárního okruhu (PAB10CG002)

Parametry v plánu experimentu kontrolované regulátory:

- Výstupní teplota předehříváku (LAD10CE002)
- Zvyšování výkonu zdroje DC proudu do TS (HHZ10CE002)

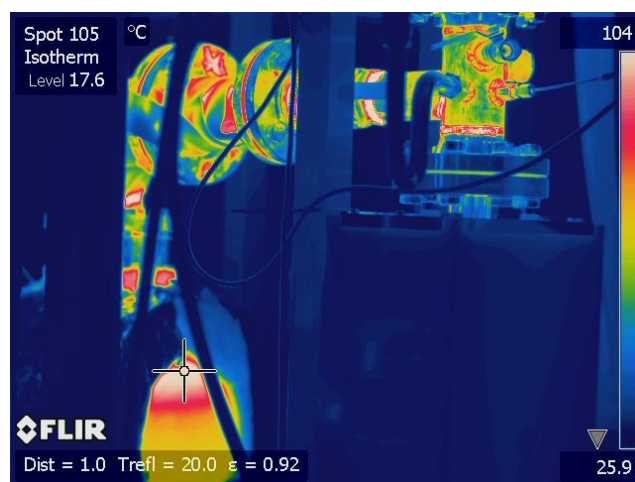
Popis průběhu experimentu uvedený na Obr. 89, Obr. 90 a Obr. 91.

Na začátku experimentu v čase 0s je otevřen regulační ventil LADCG001 na 10% zapnut ohřívák v KO (LAACE001) a spuštěno primární čerpadlo (LAC10CS001) na 1800 ot/min.

V čase 11 s je zapnuto čerpadlo sekundárního okruhu (PAC10CE001) a nastaveno otevření ventilů v sekundárním okruhu na základě zkušenosti. Otevření směšovacího ventilu (PAB10CG002) na 65% (0% plné chlazení - 100% žádné chlazení) otevření regulačního ventilu deskového výměníku (PAB20CG001) na 10% a zavření regulačního ventilu kondenzátoru (PAB30CG001), pro co nejrychlejší prohřátí trasy výstupu z TS a kondenzátoru.

V čase 21s je přivřen regulační ventil LAD10CG001 na 3% pro regulaci průtoku na hodnotu 234,9kg/h což v geometrii $d=9,14$ mm a $D=14,9$ mm odpovídá $G=600\text{kg/m}^2\text{s}$. Všechny experimenty byly prováděny s tlakovou ztrátou mezi snímači LAB10CP001 a HHZ10CP001 od 6bar do 8bar pro minimalizování nestabilit průtoku způsobených vařicím kanálem více v práci [84]. Pro zajištění tak vysoké tlakové ztráty i v oblasti nízkých průtoků ($G=400\text{kg/m}^2\text{s}$), bylo přikročeno k rozdělení tlakové ztráty mezi ventily LAD10CG001 (otevřen pouze na 1%) a manuální ventil LAB10AA001. Otevření (v čase 0s) a následné zavření ventilu LAD10CG001 je prováděno pro omezení vlivu hystereze ovládacího pohonu ventilu. Jemné doladění průtoku bylo provedeno změnou otáček primárního čerpadla LAC10CS001.

V čase 21 s až 201 s probíhá najíždění regulátoru teploty předehříváku (LAD10CE001) na požadovanou hodnotu 65 °C. Podmínkou k postupu programu na další bod je minimální teplota na výstupu předehříváku (LAD10CT002) 65 °C. Této teploty bylo dosaženo v čase 270s.



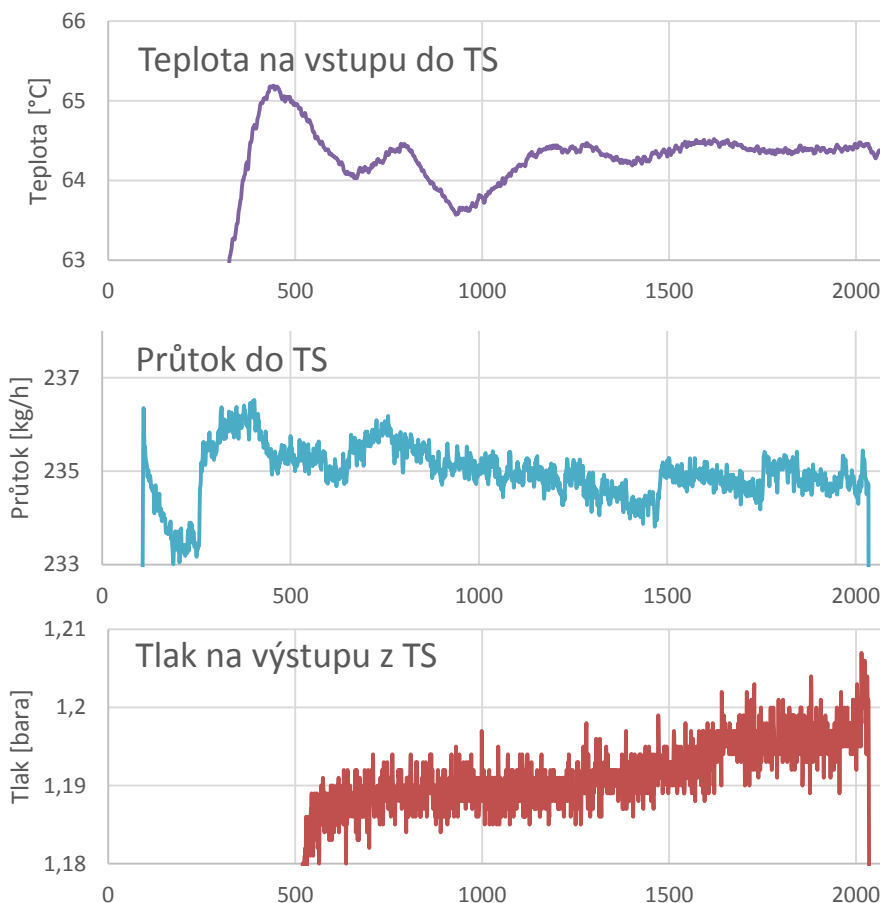
Obr. 88 Nahřívání kondenzátoru před zvyšováním výkonu TS.

V čase 270s byl zapnut zdroj stejnosměrného proudu (HHZ10CE001) a TS začal procházet proud. Výkon dodávaný do TS byl zvednut ručně na úroveň 14,6kW, která je dostatečná pro dosažení parních objemů na výstupu z TS. Proces nahřívání je nezbytný pro plynulý provoz zařízení bez tlakových oscilací v TS. V případě nedostatečného prohřátí trasy ke kondenzátoru dochází k silným oscilacím vyvolaným kondenzací páry

v oblasti nižších teplot v potrubní trase. Vliv těchto oscilací je umocněn kmitáním zpětné klapky (LBA10AA002), která je schopna se dostat do rezonance s TS. Pokud tyto okolnosti nastanou je nutno snížit tepelný výkon TS až k jednofázovému proudění a zopakovat proces nahřívání. Proces nahřívání je ukončen ve chvíli, kdy je zřetelné fázové rozhraní v kondenzátoru MAG10AC001, viz Obr. 88. K tomuto pozorování byla použita kamera FLIR SC640.

Nahřívání končí v čase 1170 s zvyšováním výkonu trendem 330 W/min. S postupným klesáním hladiny v kondenzátoru byl otvírán ventil PAB30CG001 pro udržení hladiny v úrovni cca 50% zaplavení teplosměnné plochy kondenzátoru. V průběhu nahřívání a zvedání výkonu se dále ustaluje automatický regulátor teploty předeheřiváku jak je vidět na grafu teploty do TS v Obr. 89. Po dosažení limitu vnitřní teploty makety, který je nastaven o 10 °C až 20 °C výše než je běžná teplota vnitřního povrchu, je okamžitě vypnuto napájení TS a aktivována procedura bezpečného dochlazení trvající 30 s, více v kapitole 5.5.

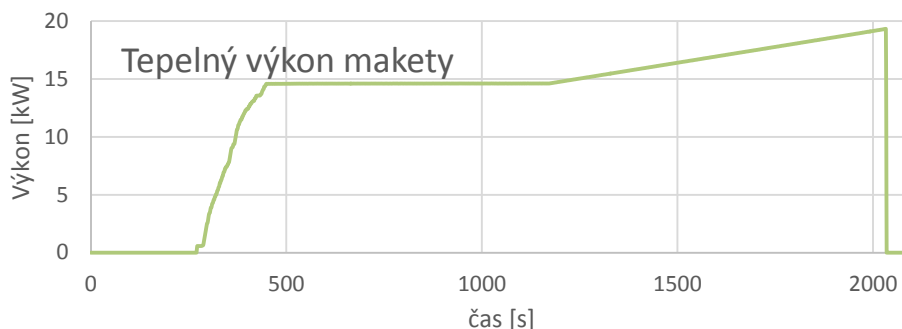
Tak v testovací sekci po vypnutí zdroje DC proudu rapidně klesá, kvůli kondenzaci páry v potrubní trase ke kondenzátoru. Zpětná klapka na výstupu z TS zabráňuje zalití TS kondenzátem z kondenzátoru a tak je běžné že v prvních 5 s po vypnutí zdroje se objeví snížení tlaku dosahující až 0,5 baru oproti provoznímu tlaku.



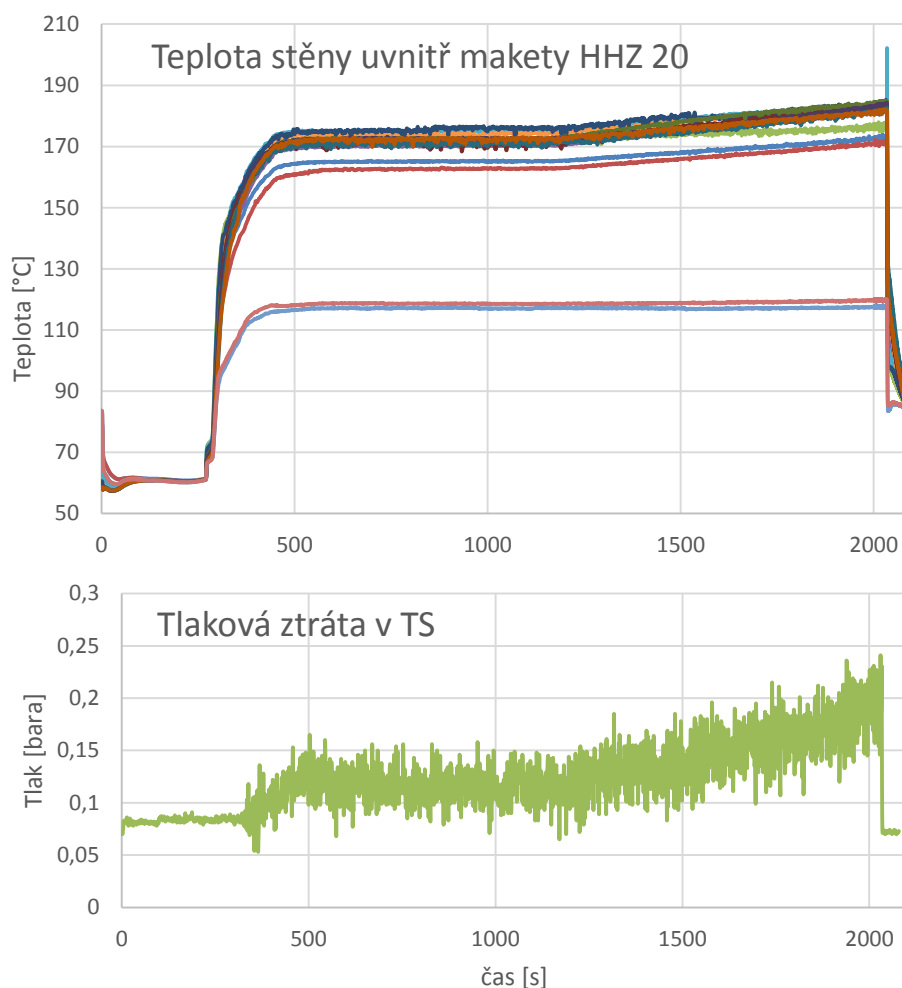
Obr. 89 Parametry, které by měli být v průběhu experimentu konstantní

Pokud během předchozího experimentu nedošlo k žádnému poškození je smyčka ihned po vizuální kontrole TS připravena k dalšímu spuštění experimentu. Průměrná doba trvání jednoho experimentu se pohybovala okolo 40 minut. V případě změny

konstantních experimentálních parametrů se prodlužuje oblast ustalování vstupních parametrů před zapnutím zdroje DC proudu z času 0-270 s až na 0-1000 s.



Obr. 90 Nastavovaný tepelný výkon makety jaderného paliva



Obr. 91 Parametry závislé na zadávaném tepelném výkonu.

Běžný denní provoz experimentálního zařízení se skládal z 2 hodin filtrace, 2 hodin odplynění a 8 hodin experimentů, během kterých bylo naměřeno 6 až 13 hodnot KTT. V případě výměny testovaného vzorku bylo třeba TS vychladit pod 40 °C. Výměna trvala od 4 do 72 hodin podle počtu závad na měřicí aparatuře.

6. Testované vzorky s technicky hladkým a modifikovaným povrchem

Základním materiálem vzorků použitých při prvních experimentech byl Inconel™ 625. Tento materiál byl zvolen jako nejvhodnější při uvádění experimentálního zařízení do provozu pro svou vysokou tepelnou a korozní odolnost. Prvkové složení základního materiálu je uvedeno v první podkapitole společně s analýzou struktury povrchu.

Cílem modifikací povrchu je dosažení co nejvyššího kritického tepelného toku při nucené konvekci vody oproti technicky hladké trubce. Úpravami povrchu, mikro žebrováním, depozicí nanočástic, oxidickými vrstvami, porézními vrstvami atd., bylo pozorováno zvýšení KTT jak je uvedeno v kapitole 3.3. Zvýšení KTT je nejčastěji spojováno s počtem nukleačních jader, zvýšením plochy povrchu, kontaktním úhlem a kapilárními vlivy.

Předmět práce se omezil na dvě mechanické povrchové úpravy, bez přídavného materiálu, které by mohly být případně aplikovatelné na pokrytí jaderného paliva.

První modifikací povrchu bylo zdrsňení brusným plátnem hrubosti 150 zrn/cm². Druhou úpravou povrchu bylo balotínování skleněnými kuličkami o průměru 80-140 μm. Povrchová úprava byla provedena na 450 mm dlouhých vzorcích, které byly nakráčeny na 400mm a zalisovány s přívodními měděnými elektrodami více kapitola 5.2.2. Vzniklý zbytek vzorku byl použit na analýza struktury povrchu a smáčivosti pomocí metody sedící kapky.

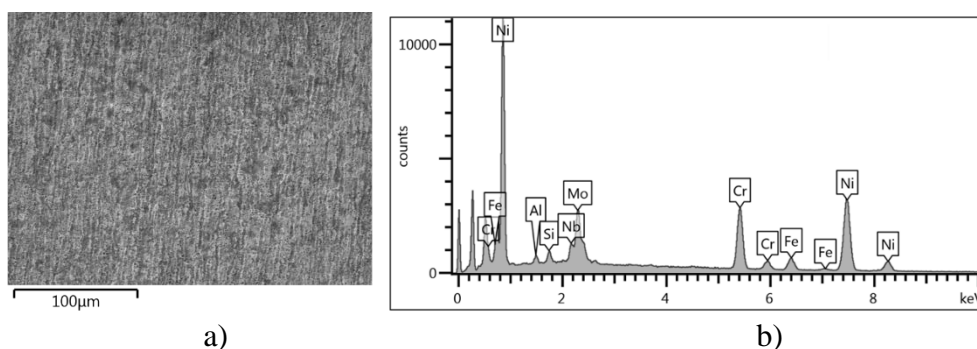
Po experimentech na Inconelu™ 625 bylo přikročeno k testům na originální trubce používané ve fabrikačních závodech jako pokrytí jaderného paliva. K výrobě maket byla použita technicky hladká trubka z materiálu Optimized ZIRLO™ (ZIRconium Low Oxidation). Na technicky hladkých površích byly provedeny stejné analýzy struktury povrchu a smáčivosti jako na modifikovaných vzorcích. Souhrn naměřených dat struktury povrchu je uveden v Tab. 11

Tab. 11 Průměrné hodnoty struktury povrchu

Materiál	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Technicky hladká Inconel 625 (IN)	2,477	3,205	0,329	79,999
Broušená Inconel 625 (IN150)	7,014	7,905	0,702	70,417
Balotínovaná Inconel 625 (INB)	6,844	9,650	0,937	86,554
Optimized ZIRLO™	4,240	5,703	0,374	80,523

6.1 Základní povrch Inconel® 625

INCONEL® 625 je nikl-chromovou slitinou s vysokou pevností (mez pevnosti při 20°C 827 MPa) a dobrou tepelnou i korozní odolností. Prvkové složení použitého materiálu bylo stanoveno za pomoci rastrovacího elektronového mikroskopu Zeiss Evo LS 10 metodou EDS (Energy Dispersive Spectroscopy), výsledky prvkové analýzy jsou uvedeny na Obr. 92 b) a v Tab. 12.



Obr. 92 Technicky hladká Inconel 625 a) snímek povrchu z elektronového mikroskopu b) prvková analýza stanovena metodou EDS

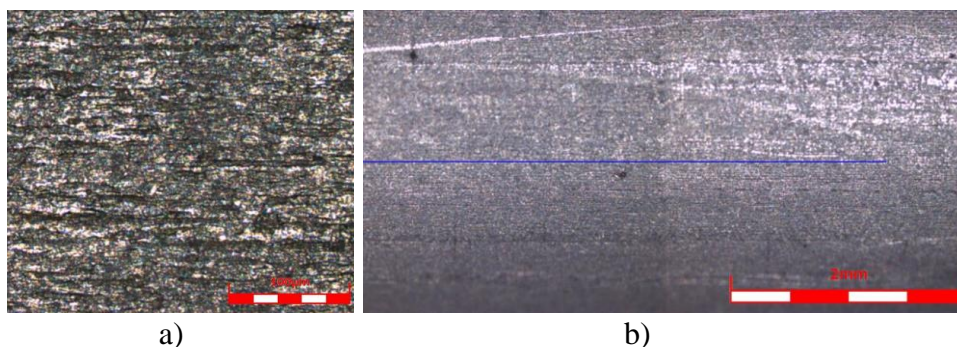
Pevnost Inconelu 625 je odvozena ze zpevnění způsobeného kombinací molybdenu s niobem v základní chrom-niklové mřížce. Vysoký obsah niklu s chromem zajišťují slitině dobrou korozní odolnost i při vysokých teplotách.[85]

Na základě korozních a pevnostních vlastností INCONEL® 625 nalézá uplatnění v námořních aplikacích, stejně jako leteckém a chemickém průmyslu. Bývají z něho vyráběny spalínovody, obrabeče tahu proudových motorů, spalovací komory raket či kompresorové lopatky.[85]

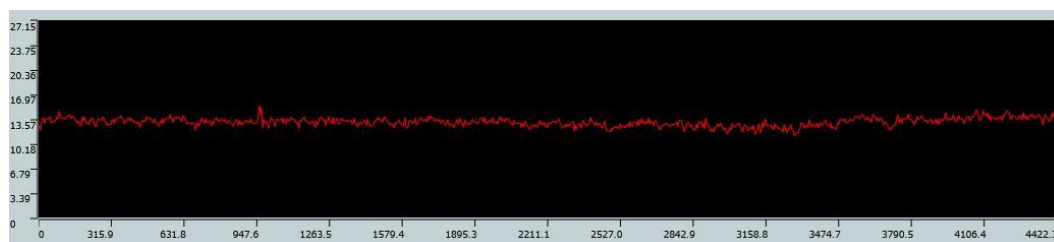
Tab. 12 Výsledek prvkové analýzy

Prvek	Hmotnostní podíl [%]
Mg	0,31
Al	0,42
Si	0,36
Ti	0,38
Cr	20,18
Fe	5,42
Ni	60,03
Nb	3,46
Mo	9,44
Celkem:	100

Na Obr. 93 a) je zobrazen 430x zvětšený povrch technicky hladké Inconelové trubky použité při uvádění zařízení do provozu a prvních experimentech KTT. Všechny snímky povrchu v kapitole 6. pokud není výslovně uvedeno byly pořízeny za pomoci laserového mikroskopu Olympus Lext OLS4100 pomocí jehož bylo i provedeno měření struktury povrchu dle normy ČSN EN ISO 4288. Měření dle této normy se provádí na minimálně 5 měřících přímkách. Jedna z těchto měřících přímek je zobrazena na Obr. 93 b) a naměřený profil povrchu je možné vidět na Obr. 94.

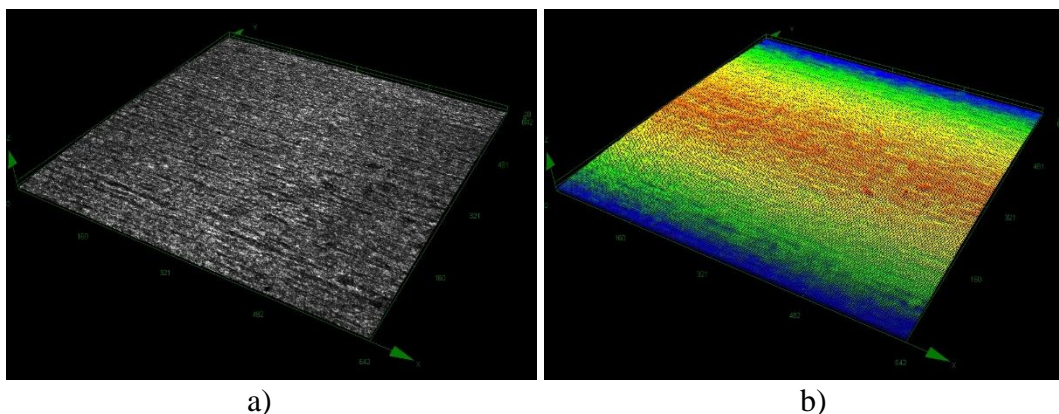


Obr. 93 Technicky hladká Inconel 625 a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430x b) snímek povrchu ze kterého byla počítána struktura povrchu



Obr. 94 Výškový profil povrchu snímaného na Obr. 93 b)

Z naměřených dat je možné rekonstruovat 3D topologii povrchu. 3Dscan povrchu je zobrazen ve viditelném spektru na Obr. 95 a) a na Obr. 95 b) s barevnou škálou reflektující výškový profil naměřeného mračna bodů. Výsledky měření struktury povrchu jsou uvedeny v Tab. 13



Obr. 95 Technicky hladký Inconel 625 a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 13 Výsledky měření struktury povrchu technicky hladkého Inconelu 625

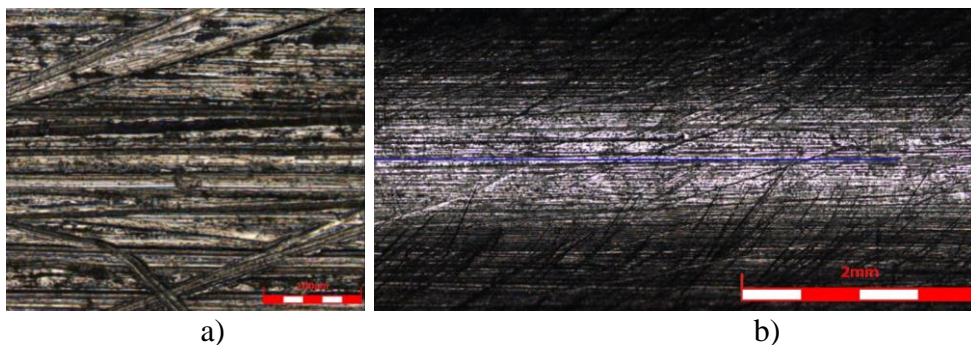
Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Průměrná hodnota	2,477	3,205	0,329	79,999
Max.	2,698	3,706	0,358	88,068
Min.	2,321	2,667	0,308	68,923
Oblast	0,377	1,039	0,050	19,145
σ	0,158	0,395	0,024	7,508
3σ	0,474	1,185	0,071	22,525

6.2 Modifikovaný povrch Inconelu 625

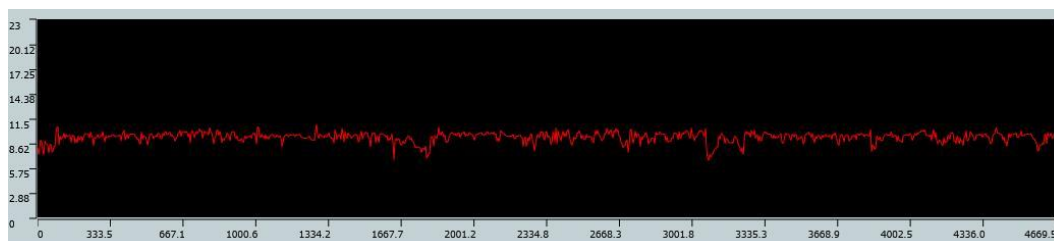
V kapitole 3.3 je uveden přehled jednotlivých prací zabývajících se vlivem povrchu na KTT. Na základě analýzy dostupné literatury bylo přikročeno k výběru dvou variant modifikace povrchu. Tyto úpravy by v budoucnu mohly být aplikovatelné i na pokrytí jaderného paliva. SON a kol. [86] ve své práci uvádí zvýšení KTT při varu ve velkém objemu za pomoci obroušení povrchu brusným papírem hrubostí 800 600 400 a 320 zrn/cm². Přičemž největšího zvýšení KTT bylo dosaženo na nejvíce hrubém povrchu (zvýšení o 19%). Fong a kol. [62] prováděli experimenty s povrchem otryskaným skleněnými kuličkami při varu ve velkém objemu. Během experimentů pozorovali zvýšení KTT až o 56%. Na základě těchto prací bylo přikročeno k metodě úpravy povrchu za pomoci brusného plátna hrubosti 150 zrn/cm² a balotínováním (otryskáním povrchu skleněnými kuličkami). Předešlé práce byly provedeny převážně při varu ve velkém objemu, současná práce si klade za cíl prověřit chování těchto modifikací povrchu i při podmínkách nucené konvekce.

6.2.1 Modifikovaný povrch brusným plátnem

Povrch byl broušen brusným plátnem hrubosti 150 zrn/cm² se zrnky tvořenými umělým korundem, typová řada brusného plátna 637-KEPR A96-G/G Carborundum Electrite. Základním materiálem pro úpravu byla technicky hladká Inconelová trubka popsaná v kapitole 6.1. Broušení bylo provedeno ručně pod úhlem 45°. Broušení bylo ukončeno na základě vizuální kontroly homogenity povrchu. Na Obr. 96 a) je zobrazen 430x zvětšený povrch obroušené trubky. Na Obr. 96 b) je vyznačena jedna z pěti měřících přímkou struktury povrchu. Na Obr. 97 je zobrazen výškový profil naměřený na měřící přímce z Obr. 96 b).



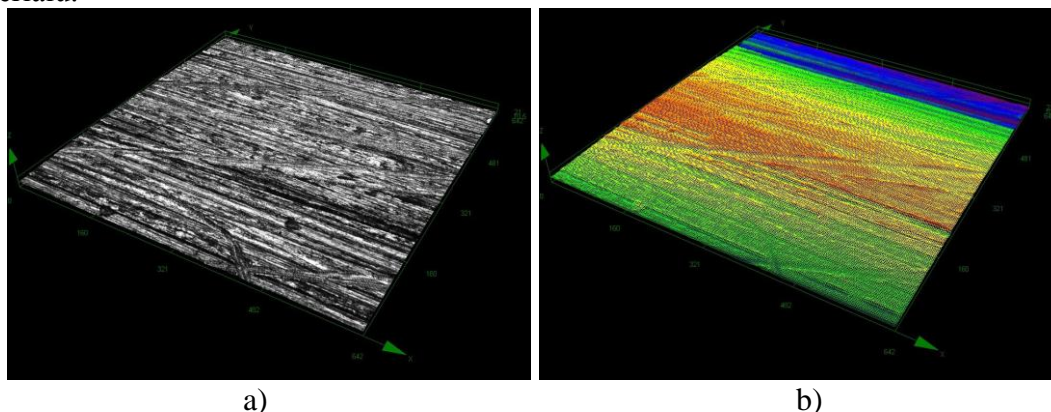
Obr. 96 Obroušený Inconel 625 brusným plátnem hrubosti 150 a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430x b) snímek povrchu s vyznačenou měřící přímkou ze které byla vyhodnocována struktura povrchu



Obr. 97 Výškový profil povrchu snímaného na Obr. 96 b)

3Dscan povrchu obroušeného Inconelu 625 je zobrazen ve viditelném spektru na Obr. 98 a) a na Obr. 98 b) s barevnou škálou reflektující výškový profil naměřeného mračna bodů. Výsledky měření struktury povrchu jsou uvedeny v Tab. 14.

Na Obr. 98 i Obr. 96 je viditelné poškrábání povrchu brusným plátnem ovšem výsledná hloubka vrypů příliš neovlivňuje celkovou výšku profilu R_t , která dosahuje maximální hodnoty $8,64\mu\text{m}$ v porovnání s hladkou trubkou i Inconelu $R_{t4,83\mu\text{m}}$. Tento malý rozdíl ve výšce profilu byl pravděpodobně způsoben vysokou tvrdostí základního materiálu.



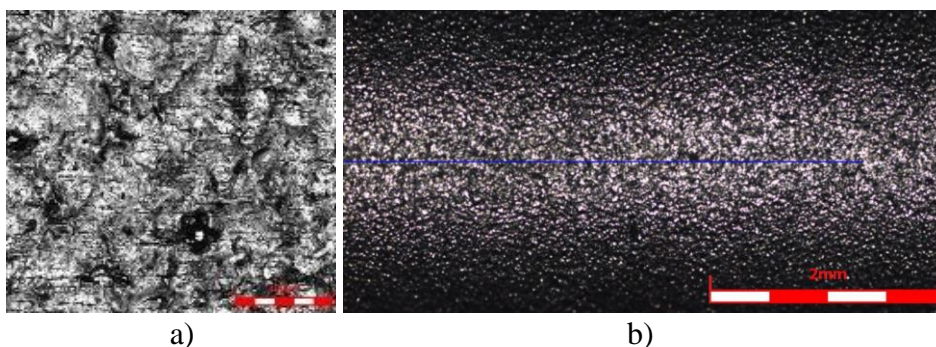
Obr. 98 Obroušený Inconel 625 brusným plátnem hrubosti 150 a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 14 Výsledky měření struktury povrchu na obroušeném Inconelu 625

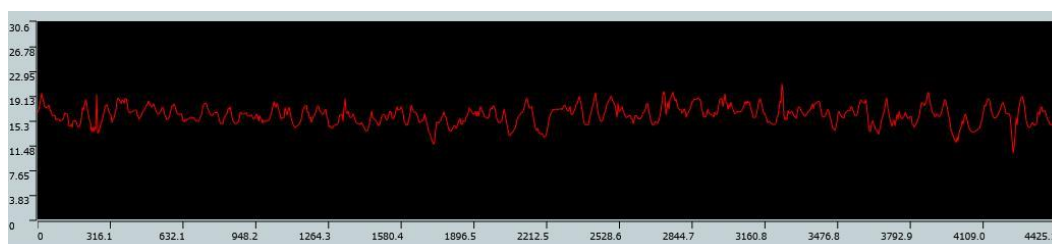
Parametr	$R_z[\mu\text{m}]$	$R_t[\mu\text{m}]$	$R_a[\mu\text{m}]$	$R_{sm}[\mu\text{m}]$
Průměrná hodnota	7,014	7,905	0,702	70,417
Max.	8,173	8,640	0,771	77,739
Min.	6,043	7,231	0,663	52,601
Range	2,130	1,409	0,108	25,138
σ	0,845	0,650	0,041	10,225
3σ	2,535	1,949	0,122	30,674

6.2.2 Modifikovaný povrch balotínováním

Balotínování je tryskání skleněných sférických částic proti základnímu materiálu. Nárazy vyvolávají na povrchu plastickou deformaci, která sjednocuje strukturu povrchu a může zlepšovat odolnost základního materiálu proti korozi pod napětím a únavovým lomům. Jako základní materiál byla použita technicky hladká Inconelová trubka uvedená v kapitole 6.1. Balotínování vzorků bylo provedeno ve společnosti FK System - povrchové úpravy, s. r. o.. Při povrchové úpravě byly použity skleněné kuličky velikosti $80\text{--}140\mu\text{m}$. Výsledný balotínovaný povrch je zobrazen na Obr. 99 b) a zvětšený detail povrchu na Obr. 99 a).



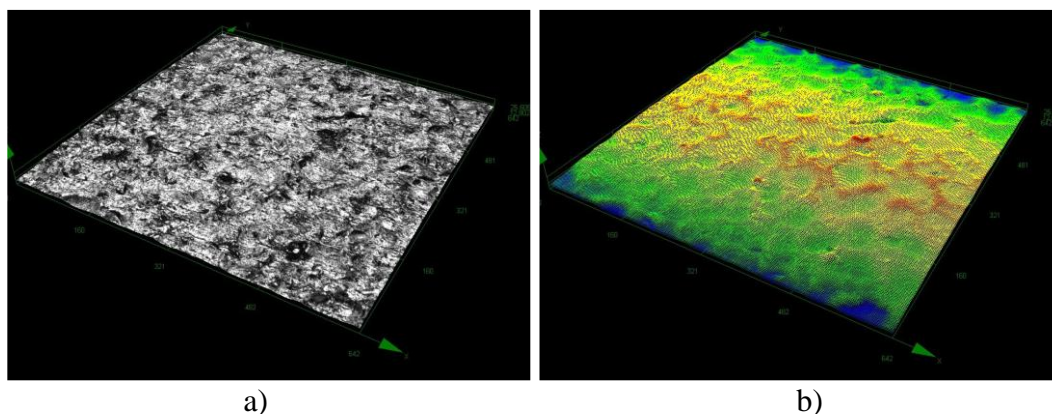
Obr. 99 Balotinovaná Inconel 625 a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430 b) snímek povrchu ze kterého byla počítána struktura povrchu



Obr. 100 Výškový profil povrchu snímaného na Obr. 99 b)

Na 3D scanu povrchu zobrazeném na Obr. 101 b) je zřetelně viditelný reliéf, vytvořený dopadajícími skleněnými kuličkami. Výsledné hodnoty struktury povrchu jsou uvedeny v Tab. 15.

Otryskaný povrch vykazoval nejvyšší hodnoty drsnosti povrchu z hodnocených vzorků.



Obr. 101 Technicky hladká Incaloy 625 a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 15 Výsledky měření struktury povrchu na balotinované trubce z Inconelu 625

Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Průměrná hodnota	6,844	9,650	0,937	86,554
Max.	7,896	10,928	1,004	95,452
Min.	6,186	9,075	0,850	77,467
Range	1,710	1,853	0,154	17,985
σ	0,739	0,775	0,068	7,631
3σ	2,216	2,325	0,204	22,892

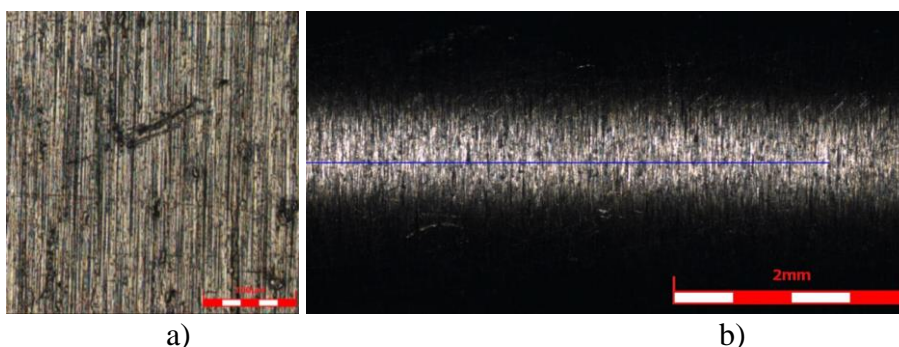
6.3 Technicky hladké zirkoniového pokrytí jaderného paliva

K pokrytí jaderného paliva se používají slitiny zirkonia pro svůj nízký neutronový záchyt a relativně dobré korozní a mechanické vlastnosti. Při experimentech bylo použito originální pokrytí jaderného paliva z materiálu Optimized ZIRLO™. Jedná se o vylepšenou zirkoniovou slitinu se zvýšenou korozní odolností, díky sníženému obsahu cínu. Prvkové složení slitiny je uvedeno v Tab. 16.

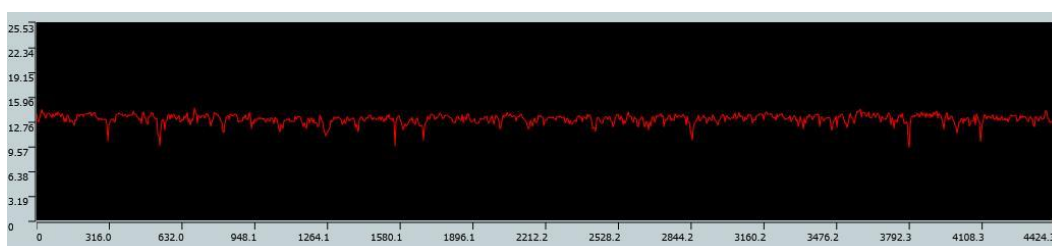
Tab. 16 Prvkové složení Optimized ZIRLO™[87]

Prvek	Hmotnostní podíl [%]
Nb	1
Sn	0,67
Fe	0,1
O	0,125
Zr	Zbytek

Na Obr. 102 b) je zobrazena struktura technicky hladkého zirkoniového povrchu se zvětšeným detailem na Obr. 102 a). Na Obr. 103 je zobrazen naměřený výškový profil povrchu, měřená oblast je vyznačena tenkou modrou linkou v obrázku Obr. 102 b).



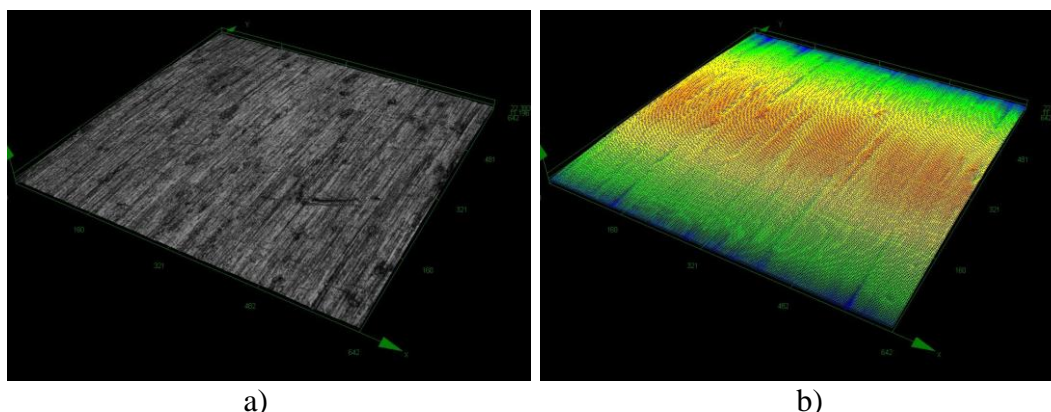
Obr. 102 Technicky hladká Incaloy 625 a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430 b) snímek povrchu ze kterého byla počítána struktura povrchu



Obr. 103 Výškový profil povrchu snímaného na

3Dscan povrchu je zobrazen ve viditelném spektru na Obr. 104 a) a na Obr. 104 b) s barevnou škálou reflektující výškový profil naměřeného mračka bodů. Výsledky měření struktury povrchu jsou uvedeny v Tab. 17. Technicky hladká zirkoniová trubka dosahovala nejnižších hodnot průměrné aritmetické úchytky posuzovaného profilu (R_a) z měřených vzorků. Hodnotu R_a měla o 12% nižší než Inconel, ovšem celková výška profilu R_t i nejvyšší výšku profilu R_z byla oproti hladké inkonelové trubce o 78%

respektive 71% vyšší což je viditelné i ve výškovém profilu na Obr. 103 kde jsou patrné větší prohlubně profilu.



Obr. 104 Technicky hladká ZIRLO a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 17 Výsledky měření struktury povrchu technicky hladké trubky z materiálu ZIRLO

Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Průměrná hodnota	4,240	5,703	0,374	80,523
Max.	4,478	6,459	0,407	88,575
Min.	4,070	4,999	0,333	74,269
Range	0,408	1,460	0,074	14,306
σ	0,176	0,608	0,028	5,971
3σ	0,527	1,825	0,083	17,912

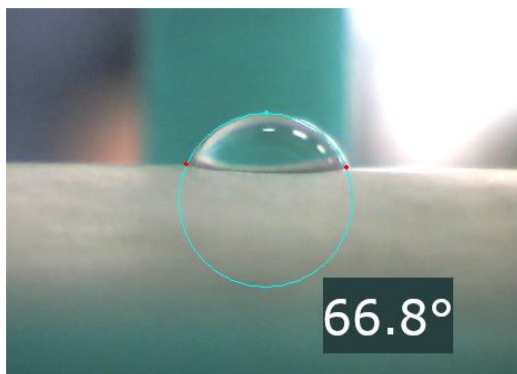
6.4 Smáčivost povrchu a statický kontaktní úhel

Smáčivost povrchu byla měřena na přístroji See System E od firmy Advex Instruments s.r.o. podle normy ČSN EN 828.

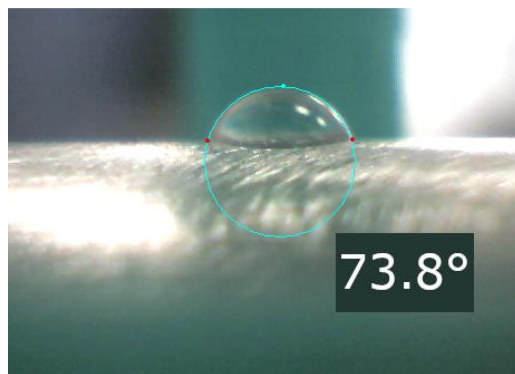
Měřicí systém se skládal z kamery se skleněným objektivem s vysokým rozlišením a polohovacího stolu s mikrometrickými šrouby pro polohování měřených vzorků.

Před měřením byly vzorky po dobu jedné minuty ponořeny do acetonu, poté na 10 sekund do kyseliny chlorovodíkové, opláchnuty demivodou z experimentálního zařízení a vysušeny papírovou utěrkou. Během měření byl každý vzorek umístěn do 3D tištěného upínacího přípravku zajišťující přesnou polohu osy trubky proti špičce mikropipety. Mikropipetou byla dávkována kapka demivody o objemu 2,5 ml. Použitá demivoda byla odebrána před měřením přímo z experimentálního zařízení. Kamera systému po manuálním zaostření na měřenou kapku pořídila sérii snímků, které byly následně analyzovány v programu SEE software. Pro výpočet kontaktního úhlu bylo nutné manuálně označit 3 body. Dva body označovali trojfázové rozhraní kapky a třetí její vrchol. Následně vyhodnocovací program spočítal kontaktní úhel na základě tečen mezi kapalinou a měřeným materiálem.

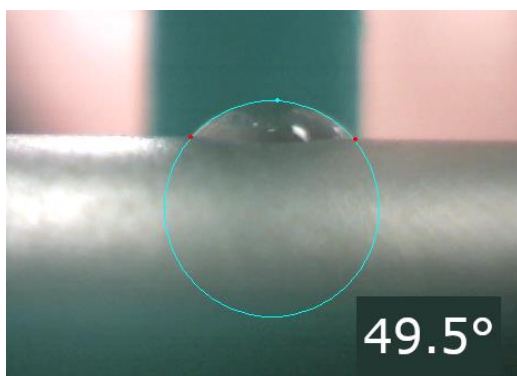
Pro každý vzorek bylo pořízeno patnáct měření kontaktního úhlu, průměrné hodnoty a vypočtená směrodatná odchylka je uvedena v Tab. 18



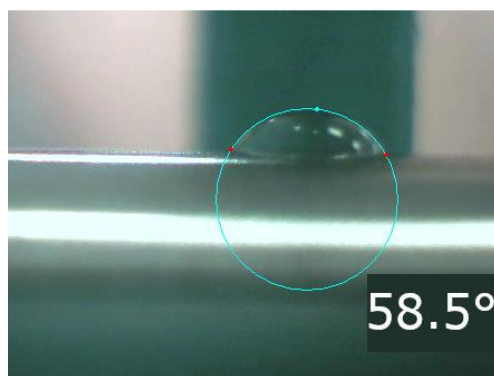
Obr. 105 Kontaktní úhel technicky hladké trubky z Inconelu 625



Obr. 106 Kontaktní úhel obroušené trubky z Inconelu 625 brusným plátnem hrubosti 150zrn/cm²



Obr. 107 Kontaktní úhel balotínování trubky z Inconelu 625



Obr. 108 Kontaktní úhel technicky hladké trubky z materiálu Optimized ZIRLO™

Tab. 18 Kontaktní úhel testovaných materiálů

Materiál	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
Technicky hladká Inconel 625	66,4°	7,7°
Broušená Inconel 625	73,3°	6,2°
Balotínovaná Inconel 625	49,7°	5,5°
ZIRLO	59,2°	7,3°

7. Kritické tepelné toky na hladkém povrchu

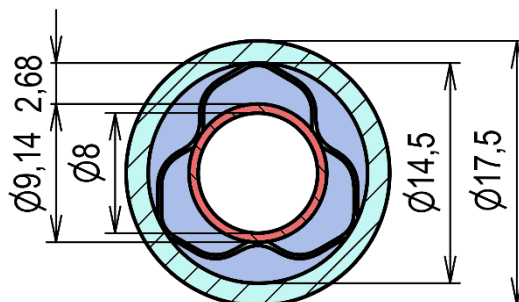
Experimenty kritického tepelného toku byly prováděny na vertikální mezikruhové vnitřně vytápěné testovací sekci, za různých hmotnostních toků, vstupního podchlazení a výstupního tlaku. Hmotnostní tok, vstupní teplota a výstupní tlak byly během experimentů udržovány konstantní, zatímco byl zvyšován tepelný výkon trendem 330W/min respektive 350 W/min pro zirkoniové respektive Inconelové vzorky. Tepelný výkon byl zvyšován tak dlouho dokud nebylo dosaženo kritického tepelného toku.

Experimentální kanál byl tvořen trubicí z křemenného skla, která měla při prvních experimentech vnitřní průměr 14,5 mm a vnější průměr 17,5 mm. Bohužel během experimentů na hladké Inconelové trubce skleněná trubice praskla a stejné rozměry nebyly v danou dobu na trhu dostupné. Proto byla nahrazena trubkou s vnitřním průměrem 14,8 mm a vnějším průměrem 18mm. Pro kompenzaci změny rozměrů byl hmotnostní průtok přepočítán pro zachování konstantního hmotnostního toku.

Tab. 19 Geometrie testovací sekce

Parametr	Označení	IN1	IN2	IN150	INB	ZIRLO
Velký průměr testovacího kanálu [mm]	D	14,5	14,8	14,8	14,8	14,8
Malý průměr testovacího kanálu [mm]	d	9,14	9,14	9,14	9,14	9,14
Velikost mezikruhové mezery [mm]	s	2,68	2,83	2,83	2,83	2,83
Vytápěná délka [mm]	L	380	380	380	380	365
Průtočná plocha [mm ²]	$S_p = \pi \frac{(D^2 - d^2)}{4}$	99,51	106,42	106,42	106,42	106,42
Smáčený obvod [mm]	$S_s = \pi(D - d)$	75,22	75,2	75,2	75,2	75,2
Ohřívání obvod [mm]	$S_v = \pi \cdot d$	28,71	28,71	28,71	28,71	28,71
Hydraulický průměr [mm]	$D_h = \frac{4 S_p}{S_s} = D - d$	5,36	5,66	5,66	5,66	5,66
Tepelný průměr [mm]	$d_{he} = \frac{D^2 - d^2}{d}$	13,86	14,82	14,82	14,82	14,82
Poměr vyhřívání délky k tepelnému průměru	$\frac{L}{d_{he}}$	27,41	25,64	25,64	25,64	24,63
Poměr vyhřívání délky ku hydraulickému průměru	$\frac{L}{D_h}$	70,90	67,13	67,13	67,13	64,49
Poměr vyhřívání délky k vnitřnímu průměru	$\frac{L}{d}$	41,58	41,58	41,58	41,58	39,94

Během prvního experimentu na Zirkoniu došlo k propálení testovacího vzorku v oblasti zalisování do horní elektrody. Díky této poruše byl zirkoniový testovací vzorek o 15 mm zkrácen a jeho výsledná vytápěná délka je kratší než vzorky Inconelové. Parametry geometrie testovací sekce pro použité vzorky jsou uvedeny v Tab. 19. Rozměrový náčrt průřezu testovací sekce při prvních experimentech v poměru jednotlivých komponent je zobrazen na Obr. 109.



Obr. 109 Průřez testovacího kanálu s distanční mřížkou.

První část této kapitoly prezentuje naměřená data nového experimentálního zařízení na technicky hladké Inconelové trubce. Následují výsledky s technicky hladkou zirkoniovou trubkou a srovnání experimentů na Inconelu s experimenty na zirkoniu. V druhé části kapitoly jsou data porovnávána s literaturou.

7.1 Výsledky experimentů na hladkém Inconelovém povrchu

Pro validaci nové experimentální smyčky bylo přikročeno k volbě parametrů co nejvíce odpovídajících práci Haase[7]. Přehled konstantních parametrů, při kterých byly experimenty provedeny, je uveden v Tab. 20.

Vstupní podchlazení mělo být pro co nejlepší srovnání při všech experimentech 167 kJ/kg, ovšem díky měření regulátoru teploty těsně za předehřívákem pro co nejnižší dopravní zpoždění, a 2,5m dlouhé dopravní trase z předehříváku do TS tvořené dvěma EPDM hadicemi s vnitřním ocelovým opletem, byla měřena na vstupu do TS nižší teplota než nastavená regulátorem. Hodnota tohoto rozdílu byla objevena až při analýze dat z měření technicky hladké Inconelové makety, pro co nejlepší opakovatelnost a porovnatelnost s ostatními povrchy bylo přikročeno k ponechání nastavení regulátoru.

Tab. 20 Podmínky experimentů na technicky hladkém Inconelu 625

Tlak na výstupu z TS P_{out} [kPa]	Vstupní teplota t_{in} [°C]	Vstupní podchlazení Δh_{in} [kJ/kg]	Hmotnostní tok G [kg/m ² s]
120	64	171	400, 500, 600, 800
200	80	170	400, 500, 600, 800
300	91	180	400, 500, 600, 800

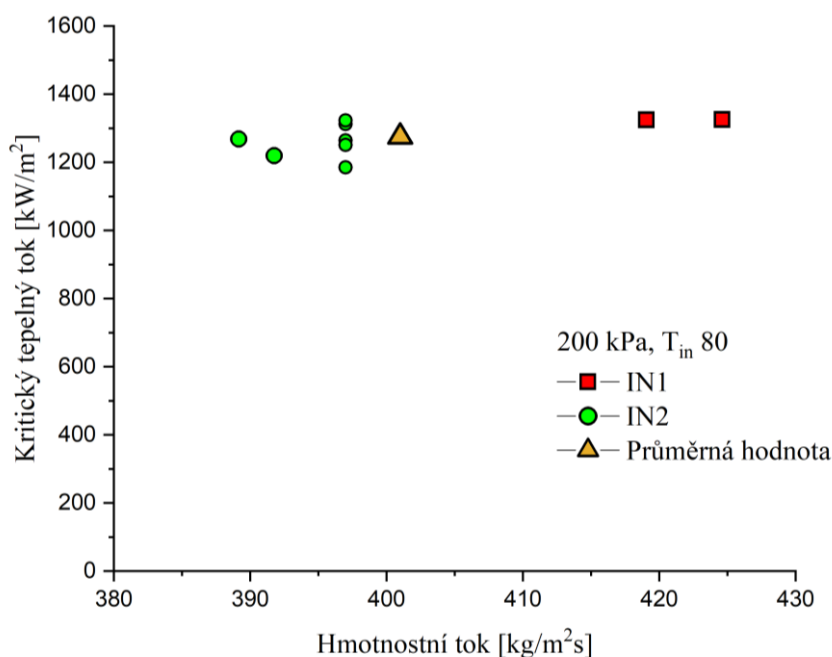
Vstupní podchlazení bylo pro všechny experimenty při daném tlaku shodné.

7.1.1 Opakovatelnost měření

Každý experiment KTT byl prováděn při konstantních parametrech vstupní teploty T_{in} , hmotnostního toku G , výstupního tlaku P_{out} a tlakové ztráty do testovací sekce. Tyto parametry určovali priority pro řízení experimentálního zařízení. Příklad průběhu experimentu a průběh těchto konstantních parametrů je patrný na Obr. 89.

Příklad opakovatelnosti měření je patrný na Obr. 110, kde je znázorněn experiment na technicky hladké Inconelové trubce se vzorky IN1 a IN2 (geometrické parametry uvedeny v Tab. 19) při shodných parametrech experimentu T_{in} 80°C P_{out} 200 kPa a G 400 kg/m²s. Tento příklad reprezentuje nejhorší možný rozptyl konstantních parametrů vzhledem k faktu, že experimenty na IN1 byly prvními úspěšnými experimenty KTT na experimentálním zařízení a operátor nabíral zkušenosti s provozem v průběhu experimentů, což mělo pozitivní dopad na opakovatelnost.

Vstupní teplota měřených dat na Obr. 110 se pohybovala v rozmezí 72,6°C až 78,2°C se střední hodnotou 76,4°C a směrodatnou odchylkou 2°C. Výstupní tlak se pohyboval v rozmezí 192kPa až 214kPa se střední hodnotou 201kPa a směrodatnou odchylkou 6,8kPa. Hmotnostní tok se pohyboval v rozmezí 389 kg/m²s až 427 kg/m²s s průměrnou hodnotou 402 kg/m²s a směrodatnou odchylkou 12,6 kg/m²s. Škrčení vstupního média před vstupem do TS se pohybovalo od 6 do 9 bar s průměrnou hodnotou 7,25baru a směrodatnou odchylkou 1,3baru. V Obr. 110 je žlutým trojúhelníkem vyznačena průměrná hodnota, která je dále prezentovaná v grafech.



Obr. 110 Opakovatelnost KTT pro dvě Inconelové makety se shodným povrchem a rozměry při parametrech experimentu T_{in} 80 °C, P_{out} 200 kPa a G 400 kg/m²s

Kritický tepelný tok se pohyboval v rozmezí od 1185 kW/m² do 1325 kW/m² se střední hodnotou 1275 kW/m² a směrodatnou odchylkou 48 kW/m². Maximální odchylka kritického tepelného toku byla 89,7 kW/m², což se obecně shoduje se všemi naměřenými daty (maximální odchylka do 100kW/m²), krom experimentů na Inconelové trubce po 19 hodinách varu (více v kapitole 7.1.4). Při experimentech na hladkém Inconelovém povrchu bylo pozorováno po 19 hodinách varu zvýšení KTT od předchozích naměřených hodnot o 17,6%, maximální odchylka v tomto případě dosáhla 257 kW/m². Požadované

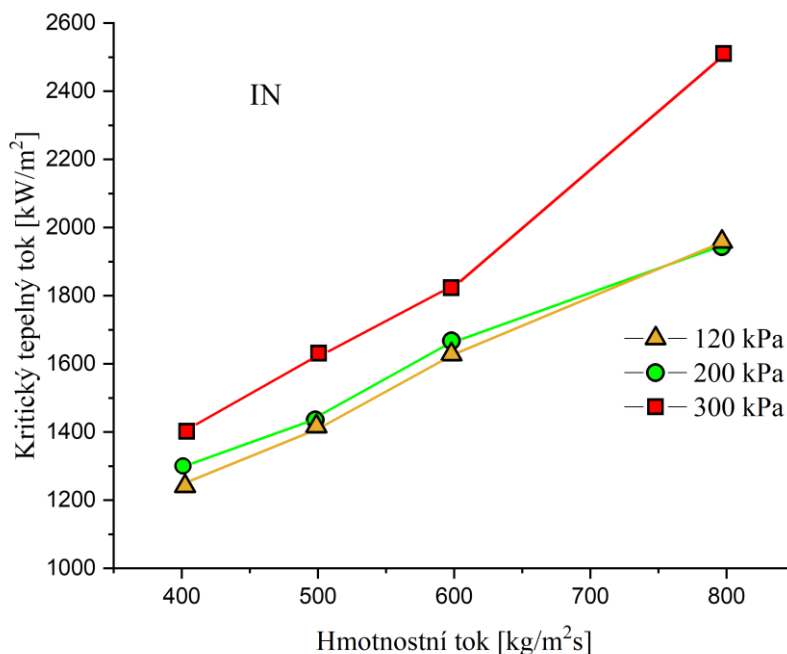
hodnoty, reálné střední hodnoty všech měření a směrodatné odchylky nastavovaných konstantních parametrů jsou uvedeny v Tab. 21.

Tab. 21 Rozptyl konstantních parametrů všech experimentů KTT

Parametr	Požadovaná veličina	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
Hmotnostní tok G [$\text{kg/m}^2\text{s}$]	400	399,22	5,1
	500	499,17	1,5
	600	597,68	3,1
	800	797,30	3,4
Vstupní teplota t_{in} [$^{\circ}\text{C}$]	64	64,07	0,43
	80	78,30	1,43
	91	90,93	1,76
Tlak na výstupu z TS P_{out} [kPa]	120	122,2	4,3
	200	199,2	12,5
	300	299,1	13,1

7.1.2 Vliv hmotnostního toku

Experimenty na technicky hladké Inconelové trubce byly prováděny při čtyřech hmotnostních tocích pro tři různé tlaky. Za každého tlaku byla udržována vstupní teplota odpovídající požadovanému podchlazení při nastaveném tlaku, viz Tab. 20. V průběhu experimentů došlo k drobné změně vnitřního průměru skleněné trubky, který byl kompenzován přepočtením průtoku na konstantní hmotnostní tok podle rovnice (3).



Obr. 111 Závislost KTT na hmotnostním toku při 3 provozních tlacích.

Průtoky testovací sekce se pohybovali v rozmezí od 141 kg/h do 306 kg/h. Tepelný výkon dodávaný do testovací sekce při KTT byl v rozmezí od 12,31 kW do 28,76 kW.

Na Obr. 111 je patrný růst KTT při tlaku 120 kPa z 1,24 MW/m² při hmotnostním toku 400 kg/m²s na hodnotu 1,958 MW/m² při hmotnostním toku 800 kg/m²s. Růst KTT se jeví jako lineární v oblasti od 400 kg/m²s do 600 kg/m²s pro všechny tři vyšetřované tlaky.

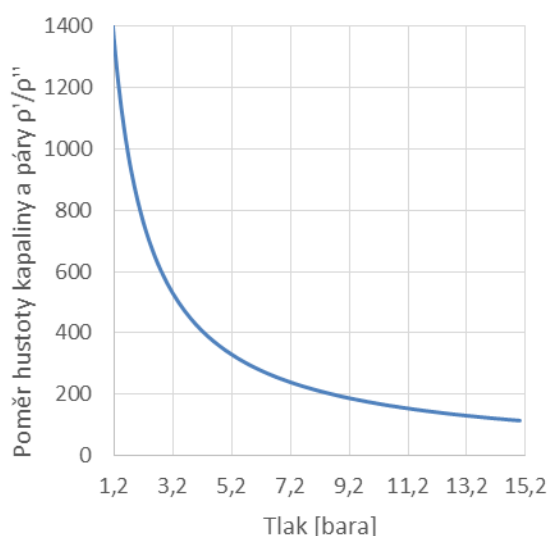
V oblasti od 600 kg/m²s do 800 kg/m²s je patrné zmírnění strmosti trendu, jak pro experimenty při 120 kPa tak pro 200 kPa. V oblasti 300 kPa byl pozorován strmý růst KTT který je připisován vlivu oxidické vrstvy na varném povrchu vzorku více v kapitole 7.1.4.

Zvyšování kritického tepelného toku v závislosti na hmotnostním toku je v dobré shodě s literaturou. Přímé porovnání je v kapitole 7.3 .

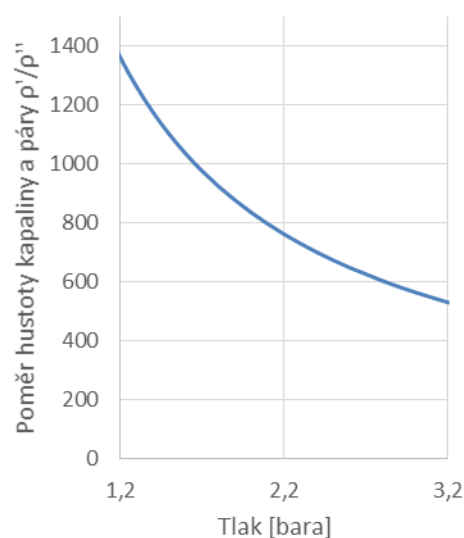
7.1.3 Vliv výstupního tlaku

Tlak ve varném systému ovlivňuje fyzikální vlastnosti teplosměnného média. Se zvyšujícím se tlakem rapidně klesá poměr hustoty kapaliny a páry, viz Obr. 112 Obr. 113. Při experimentech s výstupním tlakem 120 kPa byl poměr ρ'/ρ'' 1364, při 200 kPa 835, zatímco při 300 kPa 564. Toto chování způsobuje výrazné snižování parního objemového podílu (void fraction) při zvyšování tlaku a zachování výstupní suchosti páry. Dalším efektem je snižování výstupní rychlosti parovodní směsi na výstupu z varného kanálu. Ostatní vlastnosti chladicího média jako viskozita, teplota sytosti, výparné teplo nebo povrchové napětí se mění mnohem výrazněji v oblasti nižších tlaků než v oblasti tlaků vyšších.

Pro vyšetření vlivu tlaku na KTT byly experimenty prováděny na třech tlakových hladinách. Experimentální zařízení v době provádění experimentů pracovalo ve zkušebním ověřovacím provozu, a proto nebyl využit jeho plný potenciál experimentálních prací do tlaku 1500 kPa ($\rho'/\rho'' = 114$). Při výzkumu vlivu tlaku na KTT bylo udržováno konstantní podchlazení vstupní kapaliny (Δh_{in}) pro porovnatelnost výsledků. V důsledku dodržování vstupního podchlazení měla každá tlaková úroveň nastavenou jinou vstupní teplotu kapaliny T_{in} podle rovnice (8).



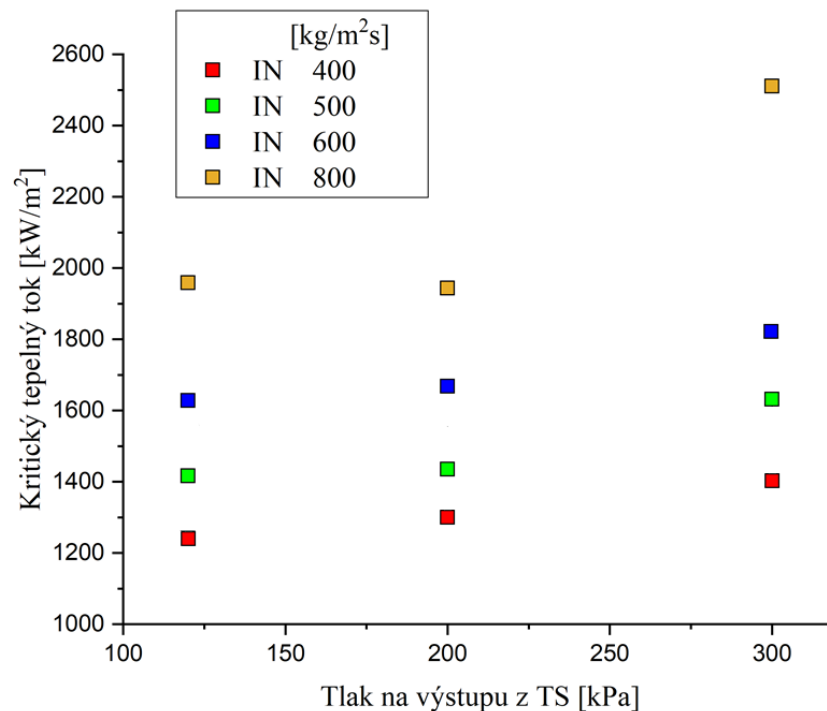
Obr. 112 Poměr hustoty syté kapaliny ku syté páře v celém pracovním rozsahu experimentálního zařízení



Obr. 113 Poměr hustoty syté kapaliny ku syté páře v rozsahu provedených experimentů

Na Obr. 114 jsou vykresleny výsledky měření KTT na hladké Inconelové trubce při konstantním vstupním podchlazení Δh_{in} od 170 kJ/kg do 180 kJ/kg. Měření bylo provedeno pro 4 hmotnostní toky 400, 500, 600 a 800 kg/m²s za tlaků od 120, 200 a 300 kPa.

Na Obr. 114 je viditelný nárůst KTT s tlakem. V oblasti 120 až 200 kPa jsou hodnoty KTT velice podobné. Patrné zvýšení KTT je v oblasti 200 až 300 kPa. Při hmotnostním toku 800 kg/m²s a tlaku 300 kPa bylo pozorováno významné zvýšení KTT. Toto zvýšení je pravděpodobně pouze částečně způsobeno vlivem tlaku vzhledem k faktu, že tato data byla naměřena na vzorku, který byl vystaven více než 19hodinám varu a nově vzniklé vrstvy oxidů měli vliv na naměřená data více více v kapitole 7.1.4.



Obr. 114 Hodnoty KTT v závislosti na tlaku a průtoku pro technicky hladkou Inconel 625.

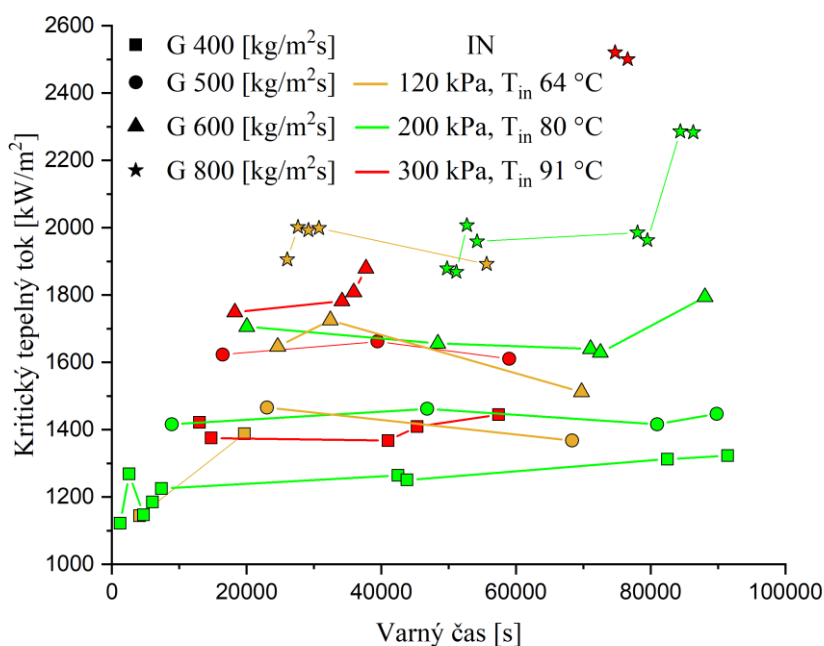
Stejné chování vlivu tlaku na KTT bylo pozorováno Haasem v [7], v práci Mayera a kol. [90] byl pozorován prakticky lineární vliv tlaku na zvyšování KTT v oblasti 116 až 228 kPa, experimenty byly prováděny na vertikální mezikruhové geometrii o vytápěné délce 454mm s vnitřním vytápěným průměrem 6mm a vnitřním průměrem vnější skleněné trubky 16,3mm. Ovšem Mayer a kol. [90] pozoroval toto chování za podstatně nižších hmotnostních toků od 49.88 do 108.53 kg/m²s. Chun a kol.[15] pozoroval pozitivní vliv tlaku na KTT pro hmotnostní toky 450 až 650 kg/m²s v oblasti 570 až 3000kPa s maximem v oblasti 2000 až 3000 kPa a s postupným klesajícím trendem až k 15010 kPa. Vyšší nárůst KTT byl pozorován pro vyšší hmotnostní toky od 550 do 650 kg/m² pro nižší hmotnostní toky byl nárůst hodnot KTT mírnější. Hmotnostní tok 200 kg/m² dosahovala maxima až v oblasti 6000kPa s následným klesajícím trendem k 15010 kPa. Přímé srovnání s [15] nebylo možné, protože minimální tlaky obsažené v práci 560kPa byly mimo rozsah námi naměřených dat. Je však pozorována dobrá shoda s Haasem [7].

7.1.4 Vliv varného času na kritický tepelný tok

V průběhu experimentálních prací na technicky hladké Inconelové trubce byla pozorována průběžná změna barvy povrchu. V první fázi se na varném povrchu začali objevovat tmavé tečky v oblasti nukleačních jader. Pravděpodobně způsobené opakovaným vysycháním a zaplavováním povrchu při vzniku parních objemů a doprovázenou depozicí látek z okružové vody. V další fázi se stříbrný povrch začal pokrývat souvislou šedou vrstvou. Tato vrstva se při přehřátí povrchu nad 600°C zbarvovala do hněda. K tomuto přehřátí docházelo v případech, kdy krize vznikla mezi termočlánky, a proto byla její detekce opožděna. K přehřátí nikdy nedošlo nad termočlánkem nebo v jeho nejbližším okolí (do 3mm).

Při opakování experimentů za stejných konstantních podmínek byly pozorovány změny v hodnotách KTT. Průběh vývoje měřených hodnot je zobrazen v Obr. 115, na ose x je varný čas, do kterého je počítán pouze čistý čas varu, kdy docházelo na povrchu vzorku k varu kapaliny, intenzita varu není zohledněna.

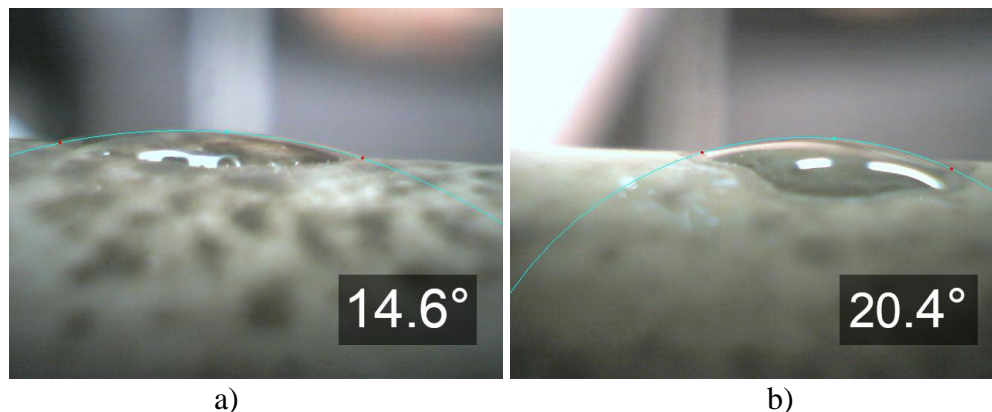
Na Obr. 115 jsou zobrazeny výsledky 52 experimentů na technicky hladké Inconelové trubce. Větší počet experimentů nebylo možné provést, kvůli prasknutí křemenného skla a jeho nutné výměně. Při výměně skleněné trubice došlo neopatrnou manipulací k ohnutí makety, která se následně nedala použít pro další experimenty.



Obr. 115 Závislost KTT na varném čase při různých hmotnostních průtocích a provozních tlacích

Vliv oxidické vrstvi na KTT se začal výrazněji projevovat až po 20hodinách varu (72 000 s). Z této oblasti pochází naměřená data pro 300 kPa a 800 kg/m²s, která se následně objevují ve všech grafech srovnávajících KTT s ostatními vzorky a pravděpodobně nadhodnocují KTT technicky hladkého Inconelového povrchu v této oblasti. Tento výrazný nárůst KTT se projevil při experimentech na 200 kPa pro průtoky 600 a 800 kg/m²s u nižších průtoků 400 a 500 kg/m²s nebylo výrazné zvýšení KTT pozorováno.

Na povrchu bylo po 24 hodinách od vytažení z atmosféry experimentálního zařízení provedeno měření kontaktního úhlu metodou sedící kapky, měření probíhalo shodně jako v kapitole 6.4, pouze příprava vzorku nezahrnovala čištění v acetonu a kyselině chlorovodíkové, aby se nepoškodila povrchová vrstva. Výsledný kontaktní úhel se snížil na 26% původní hodnoty, viz Tab. 22. Ukázka měření kontaktního úhlu na varném povrchu pokrytého oxidickou vrstvou je na Obr. 116 a) a b).



Obr. 116 Kontaktní úhel technicky hladkého povrchu Inconelu po 25 hodinách a 23minutách varu a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

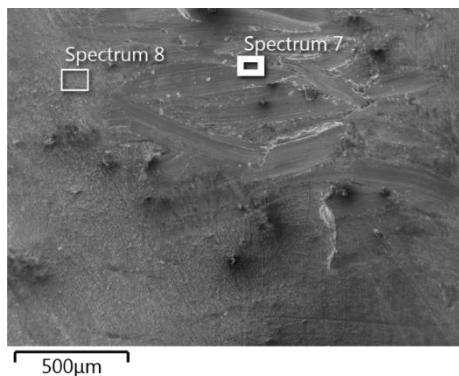
Tab. 22 Srovnání kontaktního úhlu technicky hladké Inconelové trubky před a po experimentech KTT

Materiál	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
Technicky hladká Inconel 625	66,4°	7,7°
Technicky hladká Inconel 625 po 25 hodinách a 23minutách varu	17,1°	5,1°

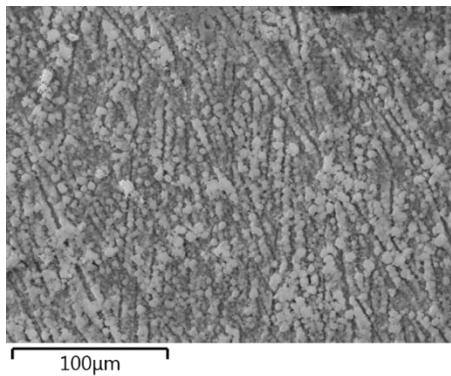
Stejná změna barev varného povrchu byla pozorována i na vzorku IN150 a INB, kde byl ovšem celkový varný čas pouze 16h a 12min a 15h a 12min. Po dokončení experimentů na IN150 byla maketa rozřezána a vložena do elektronového mikroskopu pro prvkovou analýzu složení varného povrchu metodou EDS, stejně jako byl analyzován základní varný povrch v kapitole 6.1. Základní materiál vzorků IN1 IN2 IN150 a INB byl shodný, chladicí médium se v průběhu všech experimentů neměnilo, harmonogram prováděných testů byl přibližně shodný, tudíž je předpokládáno, že i složení povrchu bylo pro všechny Inconelové vzorky shodné.

V Tab. 23 jsou uvedeny výsledky prvkové analýzy varného povrchu, na Obr. 117 až Obr. 120 jsou uvedeny oblasti, ze kterých bylo spektrum vyhodnocováno. Spektrum 7 je vyhodnoceno z oblasti poškrábané manipulací, tudíž prvkové složení odpovídá přibližně základnímu materiálu. Uhlík vyskytující se ve spektrech pochází z pomocných materiálů mikroskopu a není obsažen v základním vzorku.

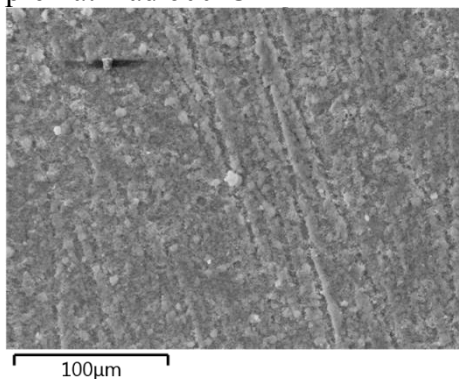
Výsledky analýzy ukázali, že oblasti, které byly vystavené vysoké teplotě, obsahují méně železa než oblasti, kde teplota nikdy nepřekročila 400°C. Dominantním prvkem na povrchu je nikl a kyslík což svědčí o přítomnosti oxidů niklu. V oblastech černých teček byla pozorována přítomnost železa, což nasvědčuje usazování částecek z konstrukčních materiálů primárního okruhu.



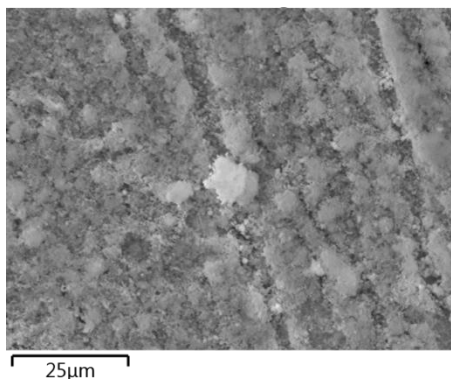
Obr. 117 SEM snímek opáleného povrchu IN150 kde došlo k lokálnímu přehřátí nad 600°C



Obr. 118 SEM snímek povrchu IN150 ze kterého bylo vyhodnoceno spektrum 6.



Obr. 119 SEM snímek povrchu IN150 ze kterého bylo vyhodnoceno spektrum 5.

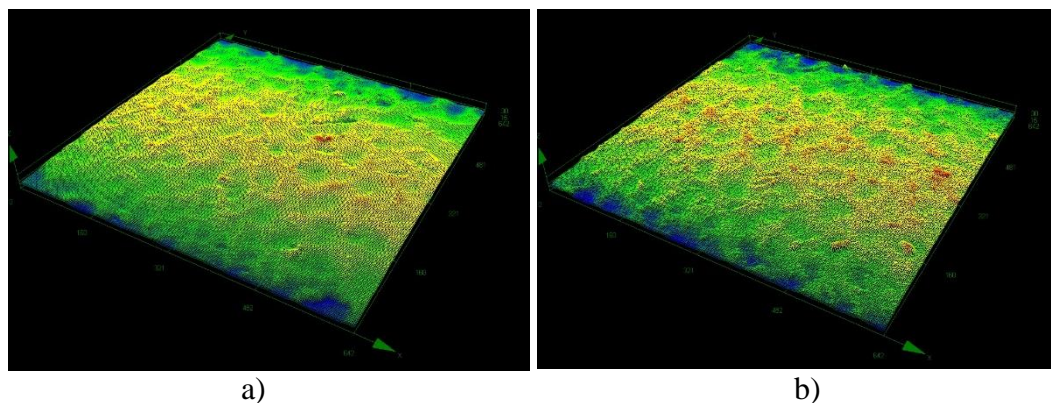


Obr. 120 Detail středu Obr. 119, ze kterého bylo vyhodnoceno spektrum 4.

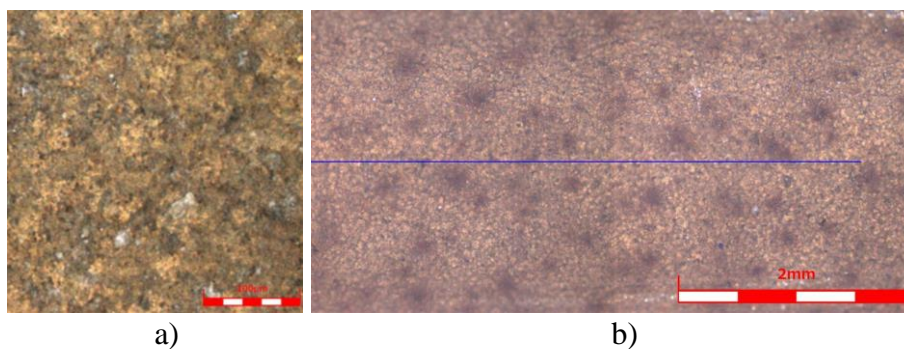
Tab. 23 Analýza prvkového složení povrchu metodou EDS

	Spektrum 4	Spektrum 5	Spektrum 6	Spektrum 7	Spektrum 8	původní materiál
Prvek	Wt%	Wt%	Wt%	Wt%	Wt%	Wt%
C	5.35	8.08	4.83	1.79	5.63	0
O	21.6	22.73	27.75	0	29.82	0
Mg	0	0	0	0.76	0	0.31
Al	0.33	0.3	0.19	0.26	0.25	0.42
Si	0.7	0.67	0.55	0.33	0.54	0.36
Ti	0	0	0	0	0	0.38
P	0.37	0.35	0.78	0	0.99	0
Cl	0.17	0.17	0.4	0	0.38	0
K	0	0.1	0	0	0	0
Ca	0.1	0.12	0.3	0	0.36	0
Cr	6.49	5.46	5.39	21.88	4.47	20.18
Mn	0.8	0.87	0.81	0.52	0.88	0
Fe	17.76	19.54	4.4	5.1	4.1	5.42
Ni	43.64	38.33	52.46	57.04	50.52	60.03
Nb	0	0.74	0	3.33	0	3.46
Mo	2.66	2.52	2.15	8.99	2.05	9.44

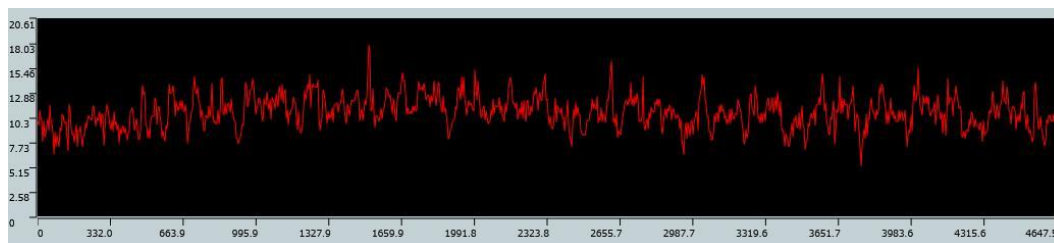
Na vzorku INB byla provedena analýza povrchu před i po experimentech, viz Obr. 121. Výsledky ukázali, že v průběhu experimentů se struktura povrchu zdrsnila. Hodnota průměrné aritmetické úchytky posuzovaného profilu (R_a) se zvedla o 23% pro oblasti, které neprošli teplotou vyšší než 400°C , viz Obr. 122, Obr. 123 a Obr. 124. Oblasti, které byly vystaveny teplotám vyšším než 600°C , viz Obr. 125, Obr. 126 a Obr. 127, vykazovali zvýšení parametru R_a o 57%. Výsledky jsou shrnuty v Tab. 26.



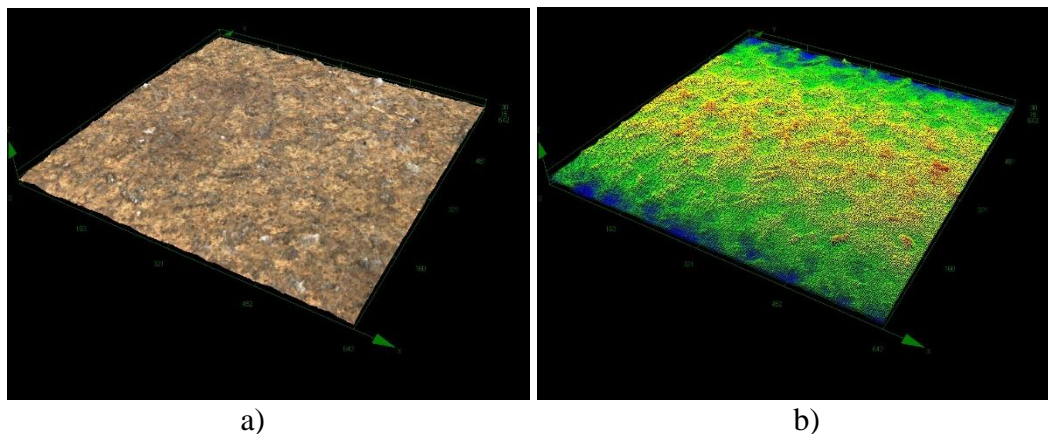
Obr. 121 Srovnání povrchu vzorku INB a) snímek před experimenty KTT b) snímek po experimentech KTT s povrchem kde teplota nepřekročila 400°C škála obou snímků je shodná



Obr. 122 Vzorek INB po experimentech v oblasti, kde teplota povrchu nedosáhla 400°C a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430 b) snímek povrchu ze kterého byla počítána struktura povrchu



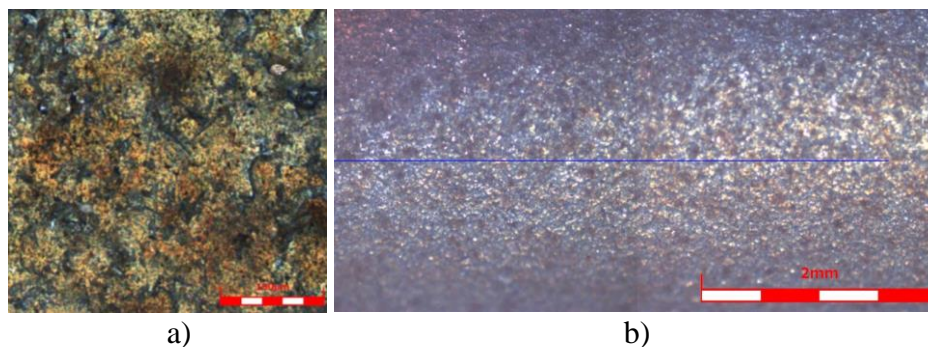
Obr. 123 Výškový profil povrchu snímaného na Obr. 122 b)



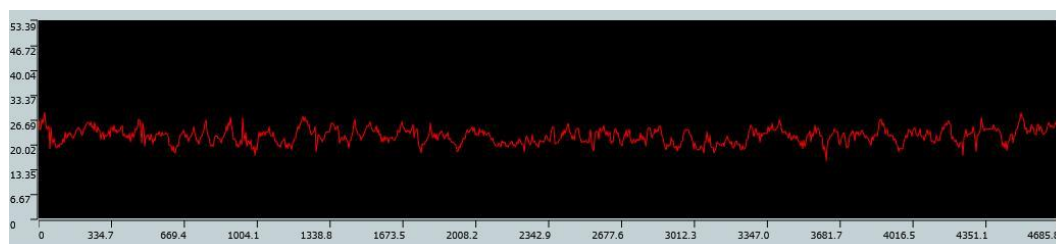
Obr. 124 Povrch vzorku INB po experimentech který neprošel teplotou nad 400°C
a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 24 Výsledky měření struktury povrchu na INB po experimentech KTT povrch prošel teplotou do 400°C

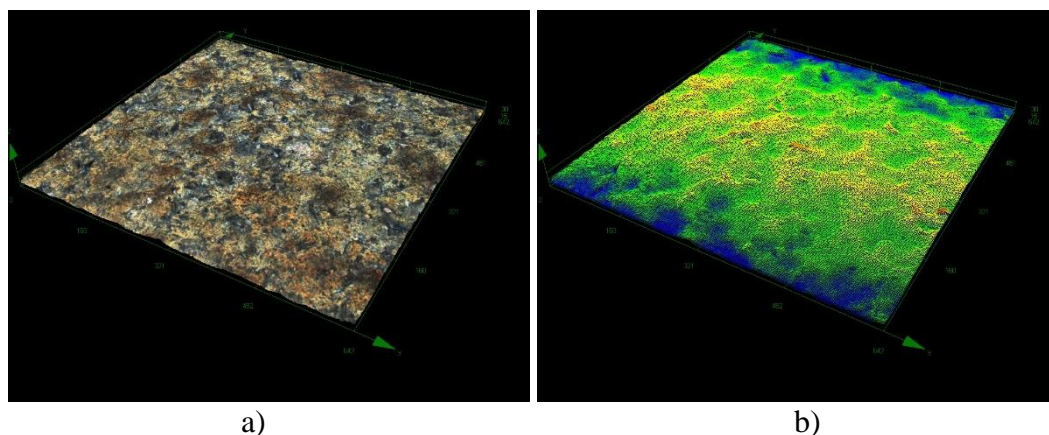
Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Průměrná hodnota	8,542	11,629	1,155	94,442
Max.	9,437	14,595	1,286	111,557
Min.	7,830	9,602	1,093	83,635
Range	1,607	4,993	0,193	27,922
σ	0,639	2,012	0,077	11,344
3σ	1,918	6,036	0,230	34,031



Obr. 125 Vzorek povrchu INB na kterém byla pozorována teplota vyšší než 600°C
a) snímek z laserového mikroskopu zvětšení 430 b) snímek povrchu ze kterého byla počítána struktura povrchu



Obr. 126 Výškový profil povrchu snímaného na Obr. 125 b)



Obr. 127 Povrch vzorku INB po experimentech který prošel teplotou nad 600°C
a) snímek z laserového mikroskopu b) 3D scan topologie povrchu

Tab. 25 Výsledky měření struktury povrchu na INB po experimentech KTT povrch prošel teplotou přes 600°C

Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
Průměrná hodnota	10,946	14,884	1,471	114,336
Max.	12,564	16,974	1,601	134,248
Min.	9,937	12,223	1,327	89,958
Range	2,627	4,751	0,274	44,290
σ	1,202	1,897	0,103	16,821
3 σ	3,605	5,691	0,308	50,464

Tab. 26 Porovnání struktury povrchu vzorku INB před a po experimentech KTT

Parametr	Rz[μm]	Rt[μm]	Ra[μm]	Rsm[μm]
INB před experimenty KTT	6,844	9,650	0,937	86,554
INB po experimentech KTT povrch prošel teplotou do 400°C	8,542	11,629	1,155	94,442
INB po experimentech KTT povrch prošel teplotou přes 600°C	10,946	14,884	1,471	114,336

Tab. 27 Varný čas jednotlivých vzorků

Vzorek	Varný čas
IN2	25h 23min
IN150	16h 12min
INB	15h 12min
ZIRLO	11h 56min

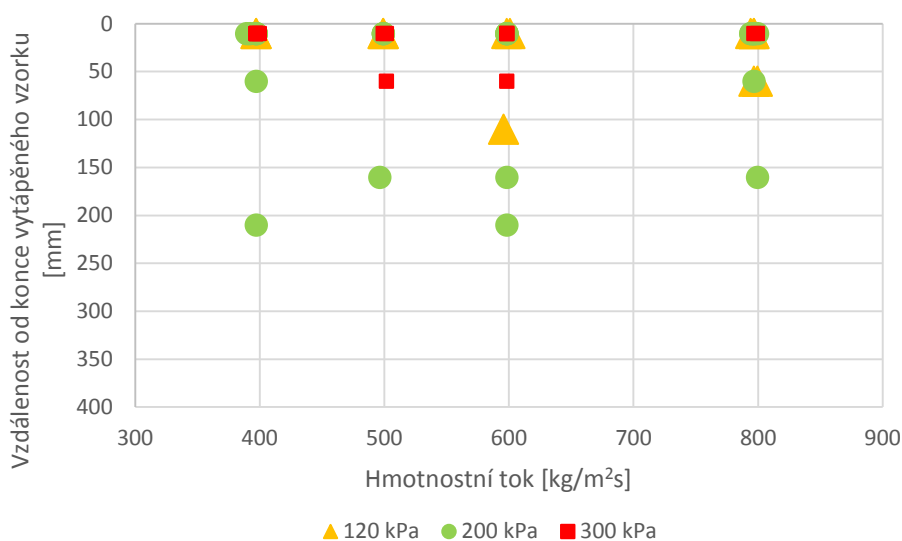
Strikovič a kol v [95] uvádí, že vliv oxidických vrstev a usazenin může mít jak pozitivní tak negativní efekt na KTT při konvektivním varu v závislosti na struktuře těchto vrstev. Experimenty uvedené v [95] popisují vliv usazenin na KTT v oblasti od 9,8MPa do 20,7MPa. Experimenty provedené O'Hanleym [91] ve velkém objemu za atmosférického tlaku zkoumají odděleně vliv smáčivosti, struktury povrchu a porezity. Výsledkem těchto experimentů, byl závěr, že samotné zvýšení smáčivosti (snížení kontaktního úhlu) na KTT vliv nemá. Největší dopad na KTT byl zaznamenán zvýšením porezity povrchu a zvýšením smáčivosti. Wang a kol. v [92] [93] a [94] studují vliv

oxidace povrchu na KTT jak při varu ve velkém objemu tak při konvektivním varu v horizontálním obdélníkovém kanále s jednou vytápěnou stěnou při hmotnostních tocích 60 320 a 640 kg/m²s. Výsledky potvrzují pozitivní vliv oxidů na smáčivosti a KTT.

Varný čas jednotlivých vzorků je uveden v Tab. 27. Vzhledem ke kratšímu varnému času ostatních vzorků než 19hodin nepředpokládá se významný vliv oxidických vrstev na KTT i u ostatních vzorků.

7.1.5 Výskyt kritických tepelných toků

Axiální pozice KTT je důležitá pro uvážení lokálních podmínek vzniku KTT podobně jako je důležité detekovat KTT co nejdříve od jeho vzniku pro bezpečné vypnutí napájení TS a zabránit termálnímu poškození vzorku.



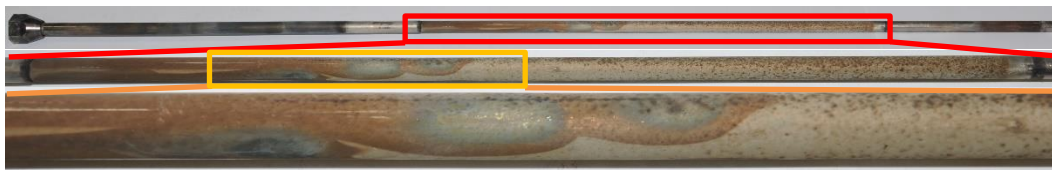
Obr. 128 Pozice detekce KTT na vzorku IN2

Široký rozptyl pozice výskytu KTT je patný na Obr. 128. Na ose x je vyneseno hmotnostní tok, při kterém byly experimenty prováděny, vstupní podchlazení bylo Δh_{in} od 170 kJ/kg do 180 kJ/kg délka vytápěného vzorku 380mm, souřadnice 0mm na ose y odpovídá konci vytápěného povrchu. Červenými čtverci jsou vyznačeny KTT při tlaku 300 kPa. Při tomto tlaku byla krize pozorována pouze v posledních 60mm. K tomu to jevu může přispívat nižší objemový podíl páry v průtočném průřezu. V oblasti 200 kPa byl KTT pozorován v celé horní polovině vytápěného povrchu bez viditelné závislosti na hmotnostním průtoku. Při experimentech za tlaku 120 kPa byl pozorován výskyt KTT v horních 150 mm testovaného vzorku, vzhledem k nižšímu počtu experimentů než na 200 kPa nelze posoudit pozitivní vliv nižšího tlaku.

Pokud byl KTT detekován v jiné poloze než na konci vytápěného povrchu byla vyšší pravděpodobnost vzniku přehřáté oblasti, viz Obr. 58. Zda došlo k přehřátí, bylo detekováno opticky analýzou videozáznamu a změnou struktury povrchu, viz Obr. 129. Pokud byl pozorován viditelný svit vzorku při KTT byl pokus vyhodnocen jako experiment s lokálním zvýšením teploty nad 600 °C. Toto přehřátí bylo způsobeno vznikem KTT mimo nejbližší oblast termočlánků.

Pokud KTT vznikl azimutálně mezi termočlánky (90°) docházelo k šíření horké oblasti axiálně, s minimálním rozšířením horké oblasti do stran jak je patrné na Obr. 129. Bylo pozorováno vypnutí proudu termočlánkem v úrovni nad místem vzniku KTT který byl o 90° pootočen než řada termočlánků v úrovni vzniku KTT.

Průběh zvýšení teplot a vypnutí proudu do TS je viditelný na Obr. 57.



Obr. 129 Vzorek IN150 po experimentech KTT

Přehled pozic KTT a počet detekovaných přehřátí povrchu je viditelný v Tab. 28 pro Inconelové vzorky a v Tab. 29 pro zirkoniový vzorek. Snížení počtu výskytů KTT s překročením teploty 600 °C na zirkoniovém vzorku je způsobeno použitím čtvrté verze sondy měření teploty s vyšším počtem termočlávkových čidel, více kapitola 5.4.1 .

V průběhu experimentů bylo zaznamenáno ohnutí Inconelového vzorku vlivem lokálního přehřátí. Toto ohnutí je patrné na Obr. 130. V průběhu KTT došlo k vyhnutí vzorku doleva k vnitřnímu povrchu skla, při vypnutí proudu a následném zchlazení došlo k ohnutí na druhou stranu. Při vyhnutí vzorku k povrchu skla mohlo dojít k tepelnému namáhání skla, které následně po vypnutí proudu prasklo. Tato porucha většinou ukončovala experimenty KTT na daném povrchu.



Obr. 130 Ohnutí testovaného vzorku vlivem KTT s lokálním přehřátím povrchu nad 600°C

Tab. 28 Pozice detekce KTT na Inconelových vzorcích

Číslo TC	IN 2			IN150		INB	
	Vzdálenost od konce vytápěného povrchu [mm]	Počet KTT na TC	Počet výskytů teploty nad 600 °C	Počet KTT na TC	Počet výskytů teploty nad 600 °C	Počet KTT na TC	Počet výskytů teploty nad 600 °C
1	10	38	5	13	2	11	6
2	10	1	1	4	1	7	5
3	60	5		3	1	2	1
4	60	1				2	1
5	110			2		1	1
6	110	1	1	3	3	1	1
7	160	2	2				
8	160	1	1	1	1		
9	210	2	2				
Celkový počet experimentů			51	26		24	
Celkový počet experimentů s překročením teploty povrchu 600°C			12	8		15	

V literatuře bylo obdobné chování výskytu KTT pozorováno Haasem [7] na vertikálním mezikruhovém kanále s vytápěnou zirkoniovou trubicou $d_{\text{ø}}9,5\text{mm}$ a vnitřním průměrem skleněné trubky $D_{\text{ø}}13\text{mm}$ s L/d_{he} 39,3 (poměr L/d_{he} v této práci 25,6). Haas

zaznamenal vyšší rozptyl KTT na nižších pozicích vytápěného kanálu při tlaku 115kPa. Při změně vnitřního průměru skleněné trubky na $D\varnothing 18\text{mm}$ a změně L/d_{he} na 13,2 byl pozorován výskyt KTT pouze na konci vytápěného kanálu. Stejně jako v pracích [23][22]. Schoesse a kol. v [28] měřil KTT na metr dlouhém vnitřně vyhřívaném mezikruží $d\varnothing 10\text{mm}$ a $D\varnothing 22\text{mm}$ s poměrem L/d_{he} 26,3 (poměr L/d_{he} v této práci 25,6) při 120kPa. V práci [28] uvádí, že při podmínkách přechodu jednotlivých režimů proudění se pozice výskytu KTT přesouvala z konce kanálu do oblasti největších proudových nestabilit. Toto chování bylo pozorováno i v této práci.

Tab. 29 Pozice detekce KTT na vzorku Optimized ZIRLO™

ZIRLO			
Číslo termočlánku	Vzdálenost od konce vytápěného povrchu [mm]	Počet KTT na TC	Počet výskytů teploty nad 600°C
1	12	11	1
2	12	2	
3	12	2	
4	45	1	
5	45	3	
6	83	2	
7	83		
8	132	2	
9	132		
10	184	2	
11	184		
12	235	2	
13	0		
14	0		
celkový počet experimentů			21
celkový počet experimentů s překročením teploty povrchu 600°C			1

7.2 Výsledky experimentů na hladkém Zirkoniovém povrchu

Experimenty na technicky hladkém zirkoniovém povrchu byly prováděny po experimentech na Inconelových vzorcích. Po prvním experimentu došlo k poškození vzorku Obr. 31. Následně došlo k opravě makety a zkrácení vzorku na vytápěnou délku 365mm, více v Tab. 19, společně s výměnou sondy měření vnitřního povrchu za verzi 4 více o sondě v kapitole 5.4.1. V Tab. 30 jsou uvedeny podmínky experimentu, které byly naměřeny na vzorku s označením ZIRLO více v kapitole 6.3.

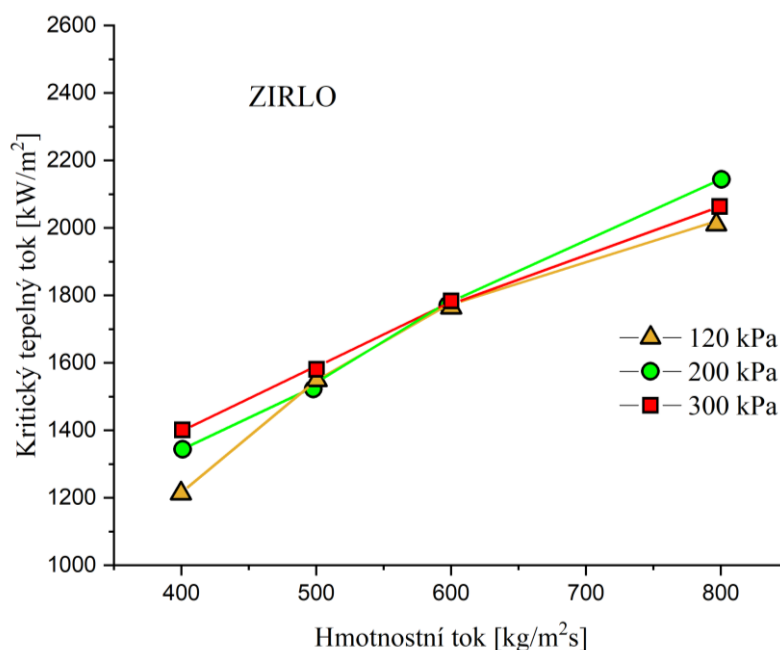
Tab. 30 Podmínky experimentů na technicky hladkém Inconelu 625

Tlak na výstupu z TS P_{out} [kPa]	Vstupní teplota t_{in} [°C]	Vstupní podchlazení Δh_{in} [kJ/kg]	Hmotnostní tok G [kg/m²s]
120	64	171	400, 500, 600, 800
200	80	170	400, 500, 600, 800
300	91	180	400, 500, 600, 800

Na vzorku ZIRLO bylo provedeno nejméně experimentů vzhledem k technologickým problémům s přípravou vzorku více v kapitole 5.2.2. Všechny naměřené body pro tlak 120 kPa a 200 kPa jsou průměrem ze dvou naměřených hodnot. Data pro tlak 300 kPa jsou výsledkem pouze jednoho experimentu.

7.2.1 Vliv hmotnostního toku a výstupního tlaku na Zirkoniový vzorek

Na Obr. 131 je zobrazen průběh KTT v závislosti na průtoku a tlaku při konstantním vstupním podchlazení Δh_{in} 170 kJ/kg až 180 kJ/kg. Vzorek vykazoval identické chování jako vzorek technicky hladkého Inconelu v kapitole 7.1.2, kromě oblasti 800 kg/m²s a 300 kPa, kde došlo dokonce ke snížení KTT pod hodnotu naměřenou pro 200 kPa. Tento rozpor s literaturou lze vysvětlit nízkým počtem měření při tlaku 300 kPa



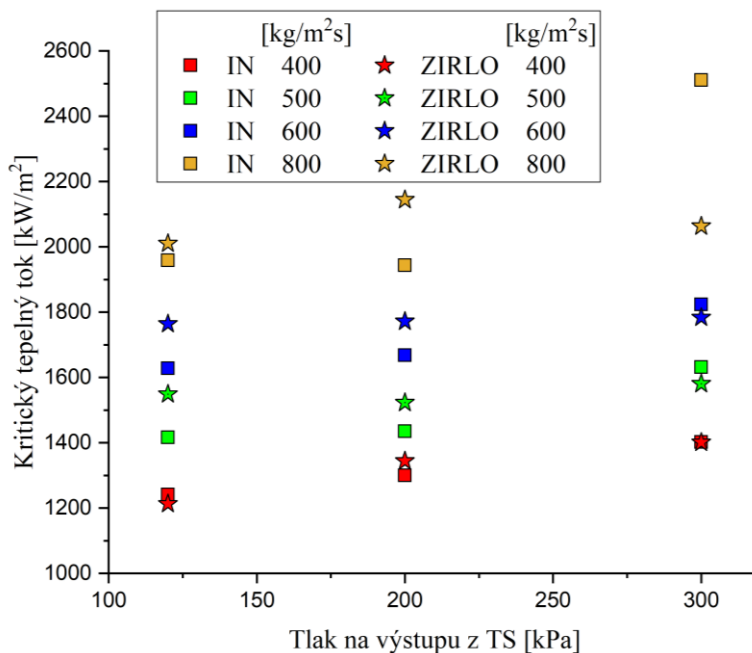
Obr. 131 Hodnoty KTT v závislosti na tlaku a průtoku pro technicky hladké Optimized ZIRLO™.

7.2.2 Porovnání technicky hladkého inconelu se zirkoniem

Na Obr. 132 jsou shrnuty výsledky měření KTT na technicky hladkých povrchích. Vzhledem k směrodatné odchylce měřených dat KTT 48 kW/m² a maximální odchylce naměřených dat KTT, která se pohybovala do 100 kW/m², přesnosti měření tepelného toku 1,68% z měřené hodnoty a rozdílnému poměru L/d_{he} (NI 26,3, ZIRLO 24,63), lze prohlásit, že data jsou v dobré shodě kromě oblasti naměřených dat při 300 kPa a 800 kg/m²s. Vzhledem k tomu, že tyto data byla měřena na Inconelovém vzorku po více než 19 hodinách varu, lze očekávat, že se na nich projevil pozitivní vliv oxidické vrstvy. Což zvýšilo KTT v tomto jediném bodu. Více o pozitivním vlivu oxidické vrstvy na KTT v kapitole 7.1.4.

Naměřené výsledky jsou shrnuty v Tab. 31 s vyčíslením relativního rozdílu mezi technicky hladkým Inconelovým vzorkem a technicky hladkým zirkoniovým vzorkem.

Ve výsledcích lze pozorovat lehce vyšší výsledky KTT u zirkonia vzhledem ke kratší vytápěné délce což vedlo k nižší výstupní suchosti páry.



Obr. 132 Porovnání hodnot KTT technicky hladkého Optimized ZIRLO™ a Inconelu™ 625 v závislosti na tlaku a průtoku.

Tab. 31 Porovnání výsledků měření KTT na technicky hladkých vzorcích

Pout [kPa]	G [kg/m²s]	400	500	600	800
120	IN [kW/m²]	1241	1416	1628	1958
	ZIRLO [kW/m²]	1253	1549	1764	2010
	Δ ZIRLO-IN [kW/m²]	12	133	136	52
	Δ ZIRLO/IN [%]	0,97%	9,39%	8,35%	2,66%
200	IN [kW/m²]	1300	1435	1668	1944
	ZIRLO [kW/m²]	1344	1523	1772	2144
	Δ ZIRLO-IN [kW/m²]	44	88	104	200
	Δ ZIRLO/IN [%]	3,38%	6,13%	6,24%	10,29%
300	IN [kW/m²]	1402	1632	1805	2510
	ZIRLO [kW/m²]	1401	1581	1783	2063
	Δ ZIRLO-IN [kW/m²]	-1	-51	-22	-447
	Δ ZIRLO/IN [%]	-0,07%	-3,13%	-1,22%	-17,81%

7.3 Porovnání naměřených dat s literaturou

Pro prověření správné funkce nově zbudovaného experimentálního zařízení, bylo provedeno porovnání naměřených dat s dostupnou literaturou. Vzhledem k faktu, že každé experimentální zařízení je specifické, má mírně odlišnou geometrii testovací sekce, vytápěnou délku, nebo pracovní rozsah parametrů proudění, jak je vidět v Tab. 32 a Tab. 2, je i porovnatelnost výsledků omezená.

K porovnání byly vybrány práce nejvíce podobné realizovanému zařízení, přehled parametrů uveden v Tab. 32

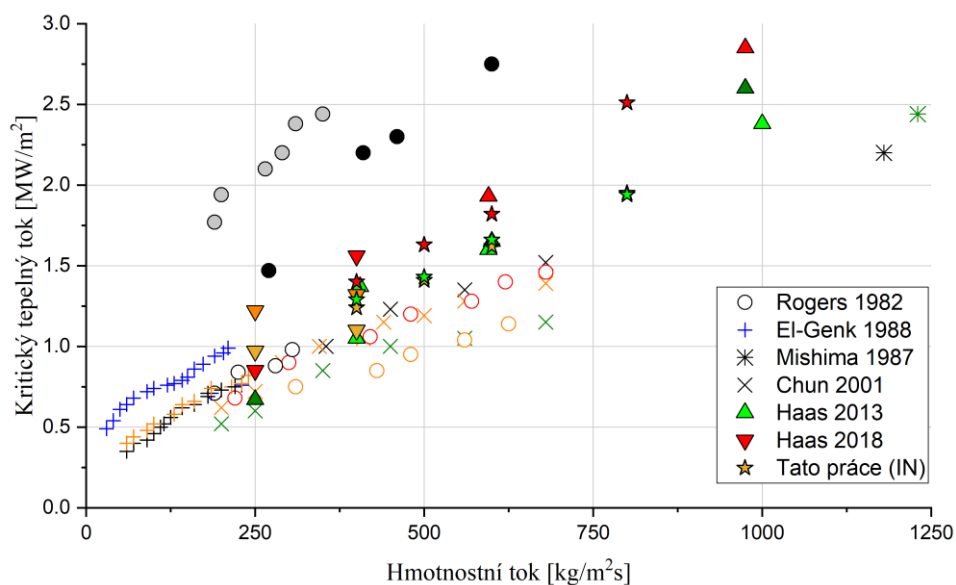
Tab. 32 Přehled parametrů experimentů na mezikruží, se kterými byla porovnána naměřená data na technicky hladkém povrchu.

Experiment	P_{out} [kPa]	G [kg/m ² s]	Δh_{in} [kJ/kg]	L [mm]	d [mm]	D [mm]	L/d_{he}
Rogers a kol. [22]	156	60-648	180-389	480	13,1	22-30,2	8,5-20,2
El-Genk a kol. [23]	118	19,3-258	182-312	500	12,7	20-25,4	13,1-26,6
Chun a kol.[15]	570-15000	198-645	85-353	1842	9,54	19,4	61,6
Mishima a kol. [20]	100	528-4958	19-124	300	10	19	11,5
Haas a kol. malé mezikruží [32]	115-300	250-1000	100-250	326	9,5	13	39,3
Haas a kol. velké mezikruží [89][32]	115-300	250-400	104-250	326	9,5	18	13,2
Tato práce	115-300	400-800	170-180	380-365	9,14	14,5-14,8	25,6-24,63

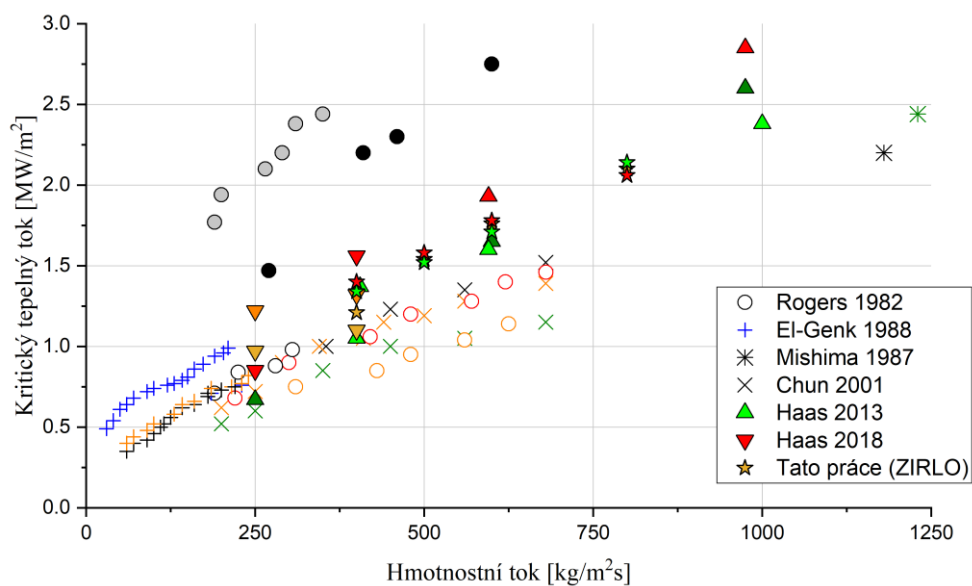
Na Obr. 133 je zobrazeno porovnání naměřených dat na technicky hladkém Inconelu™ 625 s ostatními experimentálními pracemi převážně při tlaku okolo 120 kPa, detailní popis jednotlivých bodů je na Obr. 135. Pouze experimentální data dle Chun a kol.[15] jsou z oblasti 570 kPa. Nejlepší shoda pracovní oblasti naměřených dat, je s Haasem [32] [89], ovšem tyto experimenty byly prováděny na Zircaloy-4. Srovnání s technicky hladkým vzorkem z materiálu Optimized ZIRLO™ je na Obr. 134.

Detailní srovnání s Haasem [32] [89] lze nalézt na Obr. 136, kde je patrná velmi dobrá shoda s naměřenými daty. Nižší hodnoty KTT v oblasti vyšších hmotnostních průtoků lze přičíst rozdílnému poměru L/d_{he} , který byl u Haase s malým mezikružím 39,3 zatímco u vzorku ZIRLO pouze 24,63. V oblasti nižších hmotnostních toků lze porovnat naměřená data i s výsledky naměřenými na velkém mezikruží [89]. V této oblasti se data naměřená na vzorku ZIRLO překrývají s daty uvedenými v [32] [89] což lze prohlásit za velice dobrou shodu.

Při porovnání dat Inconelového vzorku s Haasem [32] [89] na Obr. 137 je viditelná stejně dobrá shoda jako v případě vzorku ZIRLO. V oblasti nad 600 kg/m²s dochází k výraznějšímu odklonu naměřených dat pro oblast 120 a 200 kPa. Tento odklon může být způsoben rozdílným poměrem L/d_{he} . Tento trend narušují data naměřená při 300 kPa kde byl viditelný dopad usazenin, podrobně zmiňovaný v kapitole 7.1.4, který posouvá hodnoty KTT do vyšší oblasti.



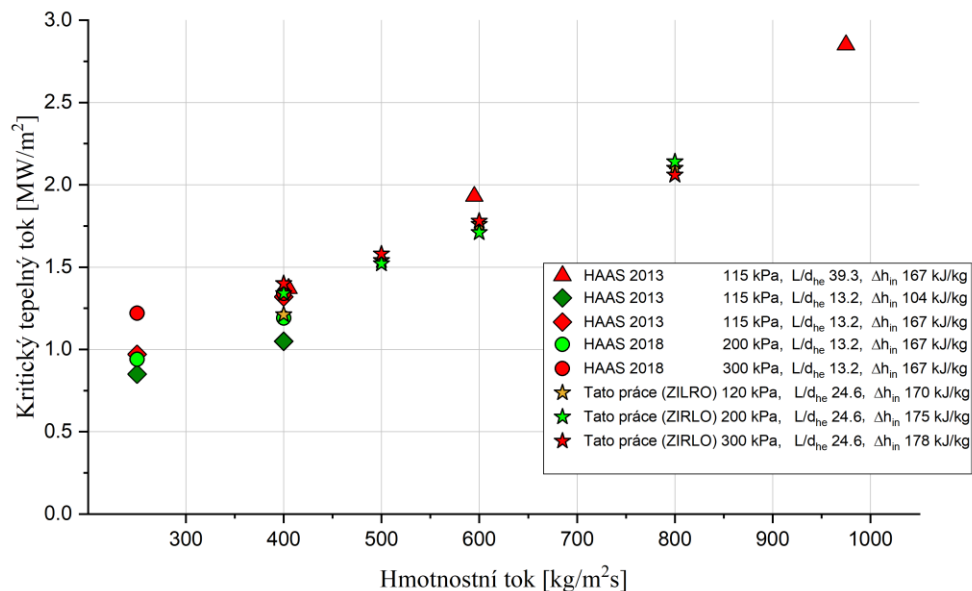
Obr. 133 Srovnání naměřených dat na technicky hladkém Inconelu™ 625 s literaturou.



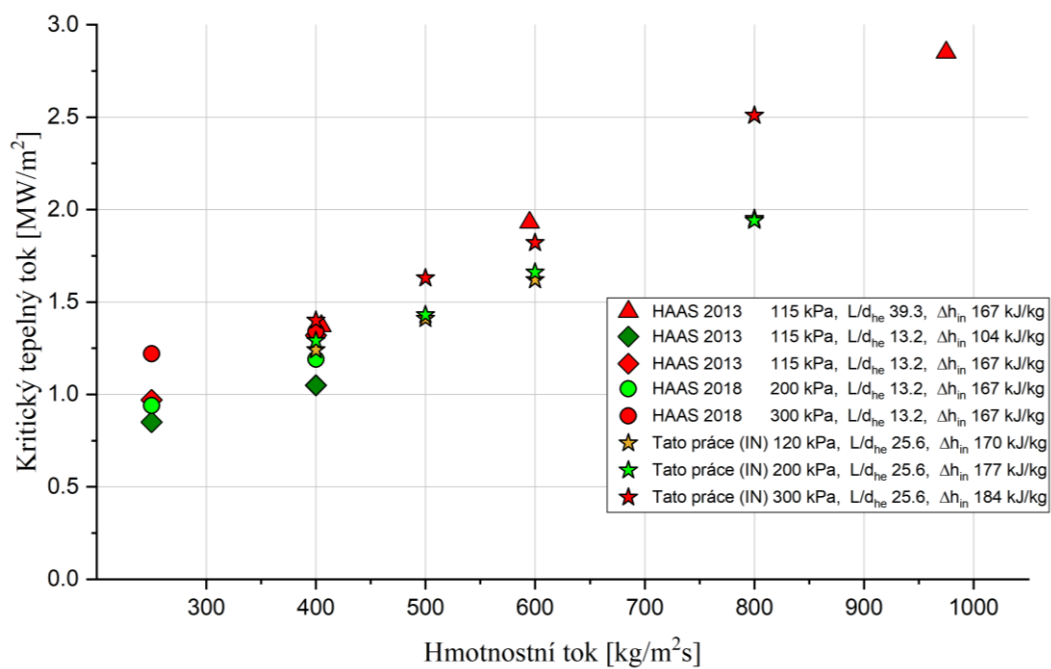
Obr. 134 Srovnání naměřených dat na technicky hladkém povrchu Optimized ZIRLO™ s literaturou.

Autor	Tlak [kPa]	L/D_{he}	Δh [kJ/kg]
○ Rogers	156	8.5	389
● Rogers	156	13.9	389
○ Rogers	156	20.2	389
○ Rogers	156	20.2	264
○ Rogers	156	20.2	180
+ El-Genk	118	20.1	222-270
+ El-Genk	118	13.1	235-270
+ El-Genk	118	26.6	231-270
* Mishima	100	11.5	124
* Mishima	100	11.5	19
× Chun	570	61.6	212
× Chun	570	61.6	353
× Chun	570	61.6	85
▲ Haas 2013	115	39.3	250
▲ Haas 2013	115	39.3	100
▲ Haas 2013	115	39.3	167
▼ Haas 2018	120	13.2	167
▼ Haas 2018	200	13.2	167
▼ Haas 2018	300	13.2	167
★ Tato práce (IN)	120	25.6	162-205
★ Tato práce (IN)	200	25.6	162-205
★ Tato práce (IN)	300	25.6	162-205
★ Tato práce (ZIRLO)	120	24.6	167-180
★ Tato práce (ZIRLO)	200	24.6	167-180
★ Tato práce (ZIRLO)	300	24.6	167-180

Obr. 135 Legenda k Obr. 133 a Obr. 134



Obr. 136 Srovnání naměřených dat na technicky hladkém povrchu Optimized ZIRLO™ s Haasem [32] [89].



Obr. 137 Srovnání naměřených dat na technicky hladkém povrchu Inconelu™ 625 s Haasem [32] [89].

8. Kritické tepelné toky na modifikovaném povrchu

Při měření KTT na modifikovaných površích byl počet experimentů omezen z důvodu minimalizování rizika poškození testovací sekce. Každý experiment KTT nese určité riziko spojené s termálním poškozením testovaného vzorku. V případě lokálního přehřátí s trvalým ohnutím již není možné pokračovat v experimentech vzhledem ke změně geometrie testovací sekce. Toto poškození bývalo hlavním faktorem, který ukončoval měření.

V Tab. 33 jsou uvedeny podmínky prováděných experimentů na modifikovaných površích. Každý experimentální bod se za konstantních parametrů opakoval 3 a ve výsledných tabulkách je uvedena průměrná hodnota vypočtená z naměřených hodnot, krom hodnot uvedených v závorkách. Tyto hodnoty byly doplňkové a výsledná hodnota je výsledkem pouze jednoho měření. Za fakt, že hodnota KTT pro $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ není naměřena na všech tlakových úrovních, může tepelné poškození zkoumaného vzorku v průběhu experimentu. Experimenty za hmotnostních toků $800 \text{ kg/m}^2\text{s}$ byly u modifikovaných povrchů zrušeny, z důvodu vyššího rizika poškození vzorku.

Rozptyl konstantních parametrů byl shodný s měřením hladkého povrchu, viz Tab. 21

Tab. 33 Podmínky experimentů na modifikovaném povrchu Inconelu 625

Vzorek	Tlak na výstupu z TS P_{out} [kPa]	Vstupní teplota t_{in} [°C]	Vstupní podchlazení Δh_{in} [kJ/kg]	Hmotnostní tok G [kg/m ² s]
IN 150	120	64	171	400, (500), 600
	200	80	170	400, (500) 600,
	300	91	180	400, 600,
INB	120	64	171	400, 600,
	200	80	170	400, (500), 600,
	300	91	180	400, (500), 600,

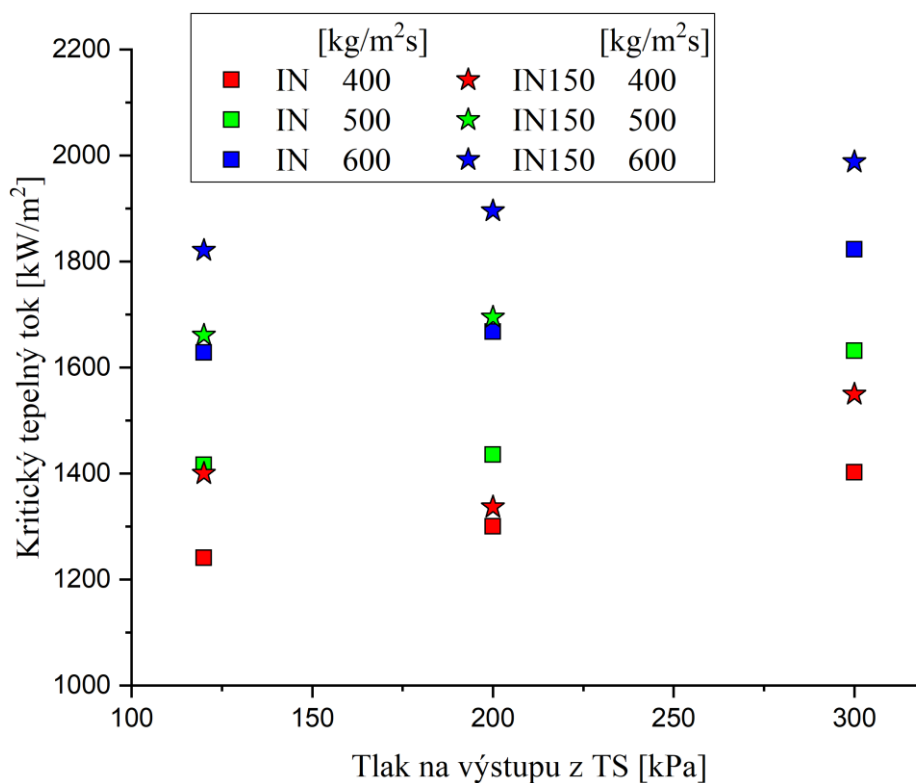
Vzhledem k maximální odchylce naměřených KTT 100 kW/m^2 byla brána jako průkazná hodnota zvýšení výkonu o maximální odchylku plus nejistota měření tepelného toku 1,68% z měřené hodnoty.

8.1 Výsledky KTT obroušeného povrchu Inconelu™ 625

Výsledky měření KTT na povrchu obroušeném brusným plátnem s hrubostí 150 zrn/cm^2 jsou zobrazeny v Obr. 138. Vliv výstupního tlaku je v dobré shodě s experimenty na hladkém povrchu stejně jako vliv hmotnostního toku.

Konkrétní hodnoty naměřených KTT jsou uvedeny v Tab. 34. Pro oblast hmotnostních toků okolo $400 \text{ kg/m}^2\text{s}$ je pozorováno znatelné zvýšení KTT v oblasti 120 a 300 kPa, při odečtení maximální úchylnosti KTT a nejistoty měření tepelného toku, jeví prokazatelné zvýšení KTT pro $400 \text{ kg/m}^2\text{s}$ pouze oblast 300 kPa. Se zvyšujícím se hmotnostním tokem se zvyšoval i pozitivní vliv obroušení povrchu. Maximální hodnoty 18,12% bylo dosaženo pro hmotnostní tok $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ a P_{out} 200 kPa. Vzhledem k faktu že hodnota $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ pochází z pouze jednoho experimentu, je třeba ji brát s patřičnou

obezřetností. Ovšem při hmotnostním toku $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ je pozitivní vliv zdrsnění prokazatelný.

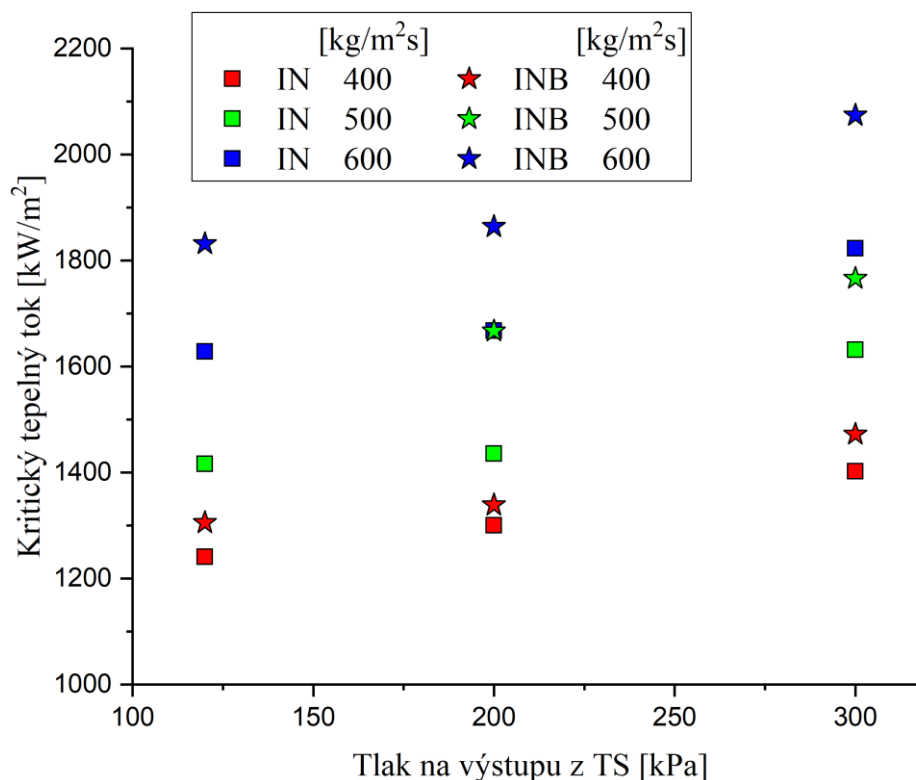


Obr. 138 Srovnání naměřených dat na obroušeném povrchu IN 150 s technicky hladkým povrchem vzorku IN.

Tab. 34 Porovnání výsledků měření KTT na obroušeném Inconelu

Pout [kPa]	G [kg/m²s]	400	500	600
120	IN [kW/m²]	1241	1416	1628
	IN 150 [kW/m²]	1348	1661	1821
	Δ IN150-IN [kW/m²]	107	245	193
	Δ IN150/IN [%]	8,62%	17,30%	11,86%
200	IN [kW/m²]	1300	1435	1668
	IN 150 [kW/m²]	1337	1695	1896
	Δ IN150-IN [kW/m²]	37	260	228
	Δ IN150/IN [%]	2,85%	18,12%	13,67%
300	IN [kW/m²]	1402	1632	1805
	IN 150 [kW/m²]	1550		1988
	Δ IN150-IN [kW/m²]	148		183
	Δ IN150/IN [%]	10,56%		10,14%

8.2 Výsledky KTT balotinovaného povrchu Inconelu™ 625



Obr. 139 Srovnání naměřených dat na technicky hladkém povrchu Optimized ZIRLO™ Inconelu™ 625 s.

Tab. 35 Porovnání výsledků měření KTT na balotinovaném Inconelu

Pout [kPa]	G [kg/m²s]	400	500	600
120	IN [kW/m²]	1241	1416	1628
	INB [kW/m²]	1305		1832
	Δ INB-IN [kW/m²]	64		204
	Δ INB/IN [%]	5,16%		12,53%
200	IN [kW/m²]	1300	1435	1668
	INB [kW/m²]	1339	1667	1864
	Δ INB-IN [kW/m²]	39	232	196
	Δ INB/IN [%]	3,00%	16,17%	11,75%
300	IN [kW/m²]	1402	1632	1805
	INB [kW/m²]	1472	1766	2074
	Δ INB-IN [kW/m²]	70	134	269
	Δ INB/IN [%]	4,99%	8,21%	14,90%

Na Obr. 139 jsou vykresleny výsledky KTT na balotinovaném povrchu Inconelu™ 625. Hmotnostní tok 400 kg/m²s vykazuje malé zvýšení KTT pod úrovní maximální odchylky měření KTT. Největší zvýšení vykazuje hmotnostní tok 500 kg/m²s při tlaku 200 kPa. Tato hodnota ovšem pochází z pouze jednoho měření a proto je

průkaznější zvýšení KTT v oblasti $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$, kde došlo ke zvýšení KTT o 14,9% oproti experimentům na hladkému Inconelu. Hodnoty KTT jsou uvedeny v Tab. 35

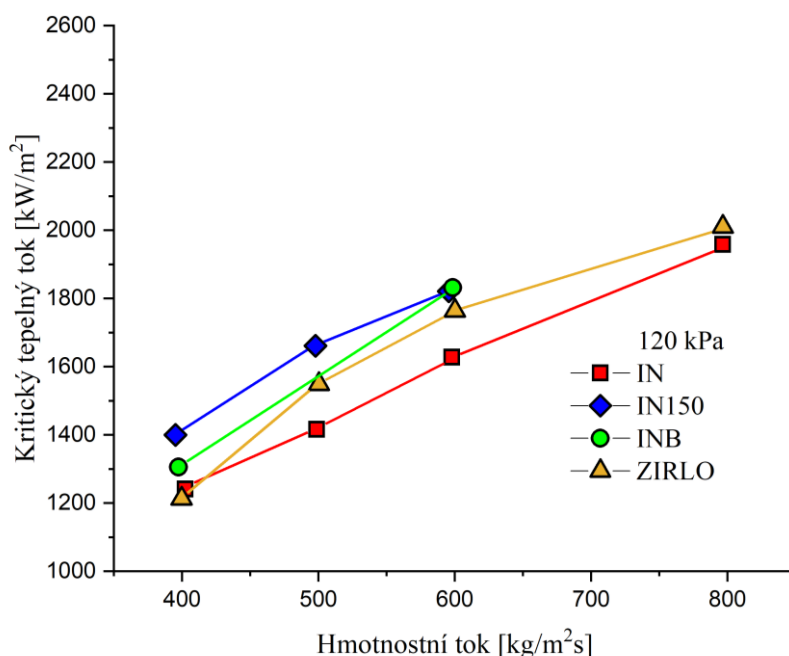
8.3 Shrnutí výsledků KTT na modifikovaných površích

Oba modifikované povrchy vykazovali zvýšení kritických tepelných toků v porovnání s technicky hladkou Inconelovou trubicí.

Tab. 36 Procentuální rozdíl zvýšení KTT na modifikovaném povrchu

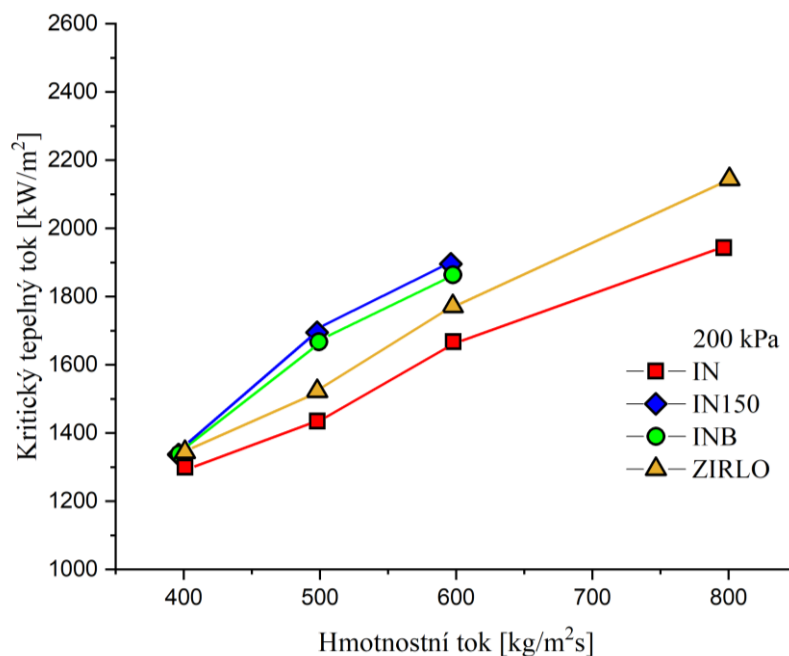
P_{out} [kPa]	G [$\text{kg/m}^2\text{s}$]	Balotínovaná Inconel™ 625 (INB)	Obroušená Inconel™ 625 (IN150)
120	400	5,16%	8,62%
	500		17,30%
	600	12,53%	11,86%
200	400	3,00%	2,85%
	500	16,17%	18,12%
	600	11,75%	13,67%
300	400	4,99%	10,56%
	500	8,21%	
	600	14,90%	10,14%

V oblasti hmotnostních toků $400 \text{ kg/m}^2\text{s}$ bylo pozorováno zvýšení KTT nepřevyšující maximální odchylku KTT (100 kW/m^2) a nejistotu měření tepelného toku. Průkazné zvýšení KTT v této oblasti bylo pozorováno pouze u obroušeného povrchu IN150 při tlaku 300 kPa, viz Obr. 142.



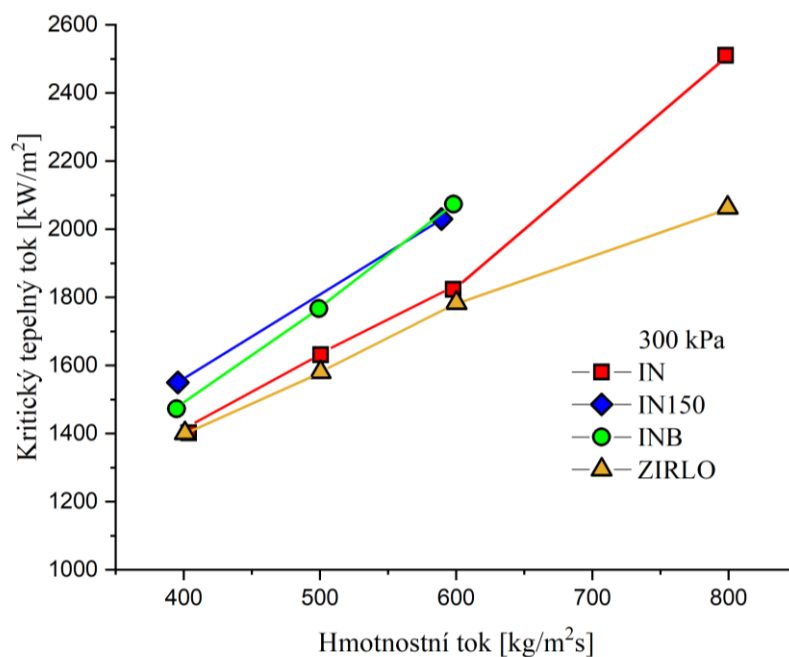
Obr. 140 Porovnání KTT všech testovaných vzorků při tlaku na výstupu z testovací sekce 120 kPa

Při hmotnostním toku $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ bylo naměřeno největší zvýšení KTT oproti hladkému povrchu. Tohoto zvýšení dosáhl obroušený povrch IN150 hodnotou 18,12% při 200 kPa, patrné také na Obr. 141. Hodnoty při $500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ byly naměřeny pouze jednou, proto hodnota zvýšení KTT nepodléhá stejným podmínkám jako hodnoty při 400 a $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$.



Obr. 141 Porovnání KTT všech testovaných vzorků při tlaku na výstupu z testovací sekce 200 kPa.

Nejvyššího procentuálního nárůstu KTT při $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ dosáhl balotinovaný povrch Inconelu™ 625 při tlaku 300 kPa. Balotinovaný povrch vykazoval zvýšení KTT o 14,9%, na obroušeném povrchu bylo naměřeno zvýšení KTT pouze o 10,14%.



Obr. 142 Porovnání KTT všech testovaných vzorků při tlaku na výstupu z testovací sekce 300 kPa s.

Modifikované povrchy vykazovali shodné trendy KTT jako technicky hladká Inconel.

Obroušený povrch vykazoval obecně vyšší zvýšení KTT v oblasti nižších průtoků, viz Obr. 140, na balotinovaném povrchu byly naměřeny vyšší KTT v oblasti $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ při tlaku 120 a 300kPa.

Obecně nižší vliv upraveného povrchu v oblastech nižších tlaků a hmotnostních toků lze připisovat většímu objemovému podílu páry, který omezuje přístup kapaliny k vyhřívanému povrchu a omezuje interakci povrchu s kapalinou. V oblastech vyšších tlaků a hmotnostních toků je objemový poměr páry příznivější a je zde pozorován vyšší vliv povrchu na KTT.

9. Závěr

Cílem této práce bylo zkoumání kritického tepelného toku na hladkých a upravených površích za podmínek konvektivního varu vody v mezikruhovém vnitřně vytápěném vertikálním kanále za nízkých tlaků. Nové experimentální zařízení bylo v rámci této práce navrženo, zkonstruováno, vybaveno řídicím softwarem a uvedeno do provozu. Zařízení umožňuje proměřit charakteristiky KTT při konvektivním varu na demineralizované vodě od 100kPa do 1500kPa. Toto zařízení je schopno kontinuálně operovat s teplotou vstupní vody od 45°C do 198,3°C a s průtoky od 0,026kg/s do 0,66kg/s. Maximální výkon disipovaný v testovací sekci přímým průchodem DC proudu dosahuje 100kW s napětovým omezením 100V a maximálním proudovým omezením 1500A (krátkodobě 1700A). Testovací sekce použitá pro experimenty obsažené v této práci se skládala z trubice z křemenného skla s vnitřním průměrem 14,8mm a vytápěnou trubkou o vnějším průměru 9,14mm s vytápěnou délkou 365 / 380mm. Najíždění zařízení a první experimenty probíhali na trubce z Inconelu™ 625 pro jeho vysokou tepelnou odolnost. Po sérii experimentů bylo přikročeno k experimentům na zirkoniové trubce z materiálu Optimized ZIRLO™. Zirkoniová trubka byla použita pro přímé porovnání experimentů na inkelu s materiálem používaným v jaderných reaktorech. V průběhu experimentů na zirkoniu bylo nutné navrhnout novou sondu měření vnitřní teploty vytápěného povrchu, při použití řešení, které bylo funkční na Inconelu došlo k protavení zirkoniového vzorku.

Výskyt KTT byl pozorován v oblasti celé horní poloviny vytápěného povrchu. Při vzniku KTT dochází k formaci malé horké oblasti, která bývá jasně ohraničena. Toto ohraničení zvyšuje náročnost na včasnou detekci. Horká oblast jeví značnou neochotu k azimutálnímu pohybu, roste vertikálně ve směru proudění média, dokud není detekována termočlánkem v další řadě. Pokud dojde ke KTT uprostřed vytápěného povrchu je vysoké riziko termického poškození vytápěného povrchu a ohnutí vzorku. Tento jev byl častou příčinou ukončení experimentů na zkoumaném vzorku. Počet výskytů KTT s přehřátím povrchu se rapidně snížil použitím sondy se 14 termočlánky v horní polovině vytápěného povrchu.

Hladký inconelový a zirkoniový vzorek byly zkoumány v oblasti hmotnostních toků 400, 500, 600 a 800 kg/m²s na třech tlakových úrovních 120 kPa 200 kPa a 300 kPa s konstantním vstupním podchlazením Δh_{in} 170 až 180 kJ/kg. Byl zaznamenán prakticky lineární růst KTT v závislosti na hmotnostním toku v oblasti od 400 do 600 kg/m²s. Jasný růst KTT s tlakem byl zaznamenán v oblasti 200kPa až 300kPa, vliv tlaku v oblasti 120 kPa až 200 kPa nebyl pro hladké povrchy zřejmý. V průběhu experimentů byl po 19hodinách varného času pozorován pozitivní vliv oxidické vrstvy na KTT na hladkém inconelovém vzorku.

Výsledná naměřená data byla porovnána s literaturou. Provozní parametry byly nastaveny, aby co nejlépe odpovídali experimentům prováděných Haasem[7]. Výsledné porovnání potvrdilo velice dobrou shodu naměřených dat s daty uvedenými v [7].

Povrch inconelové trubky byl upraven dvěma mechanickými způsoby bez přídavného materiálu. Tato varianta byla zvolena pro případnou jednoduchou aplikovatelnost na zirkoniovou trubku. Prvním způsobem bylo obroušení brusným plátnem zrnitosti 150zrn/cm² a druhým způsobem bylo otriskání skleněnými kuličkami tzv. balotinování.

Obě úpravy povrchu vykazovali vyšší hodnoty KTT. V oblasti nízkých tlaků a nízkých hmotnostních toků byl vliv úprav v rámci maximální odchylky měření KTT. V oblasti hmotnostních toků 500 kg/m²s vykazoval vyšší hodnoty KTT broušený povrch, při tlaku 200 kPa došlo ke zvýšení KTT o 18,2%. Ovšem toto měření bylo provedeno pouze

jednou. V Oblasti $600 \text{ kg/m}^2\text{s}$ bylo dosaženo vyšších hodnot na balotinovaném povrchu. Ten dosahoval zvýšení KTT oproti hladkému povrchu o 14,9%.

Na všech vzorcích byla provedena analýza povrchu laserovým mikroskopem a analýza smáčivosti metodou sedící kapky. Bylo zjištěno zvýšení hrubosti balotinovaného povrchu o 60% v následku varu. Bylo zjištěno zvýšení smáčivosti hladkého povrchu o 74% po 25hodinách a 23minutách varu. Všechny tyto parametry měli pozitivní vliv na KTT.

Experimenty obsažené v této práci ověřili funkčnost zařízení. V budoucí fázi experimentů bude probíhat výzkum vlivu jednotlivých parametrů za vyšších tlaků, které smyčka umožňuje. V době dokončování této práce byly připraveny 4 vzorky ATF materiálů každý v délce 400mm k dalšímu výzkumu vlivu povrchu na KTT.

10. Použitá literatura

- [1] HEŘMANSKÝ, Bedřich. Termomechanika jaderných reaktorů: vysokoškolská učebnice pro vysoké školy technické, studijní obor 39-39-8 Jaderné inženýrství. 1. vyd. Praha: Academia, 1986, 434 s.
- [2] TODREAS, Neil E a Mujid S .KAZIMI, 1990. Nuclear Systems I - Thermal Hydraulic Fundamentals. ISBN 1-56032-051-6.
- [3] COLLIER, JG a JR THOME, 1994. Convective boiling and condensation . ISBN 0198562829.
- [4] BRENNEN, Christopher E., 2005. Fundamentals of multiphase flow. ISBN 0521 848040
- [5] NUKIYAMA, Shiro, 1984. The maximum and minimum values of the heat q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure. International Journal of Heat and Mass Transfer [online]. roč. 27, č. 7, s. 959–970. ISSN 00179310.
- [6] INCROPERA, Frank P. Fundamentals of heat and mass transfer. 5th ed. New York: J. Wiley, c2002, xix, 981 s. ISBN 04-713-8650-2
- [7] HAAS, Christoph. Critical Heat Flux for Flow Boiling of Water at Low Pressure on Smooth and Micro-Structured Zircaloy Tube Surfaces KIT Scientific Reports ; 7627. Karlsruhe, Baden: KIT Scientific Publishing, 2012. ISBN 978-386-6449-237.
- [8] C. Haas, L. Meyer, and T. Schulenberg. Flow instability and critical heat flux for flow boiling of water in a vertical annulus at low pressure. In ASME/JSME 2011 8th Thermal Engineering Joint Conference (AJTEC2011), number AJTEC2011-44292, March 2011.
- [9] RUSPINI, Leonardo Carlos, Christian Pablo MARCEL a Alejandro CLAUSSE, 2014. Two-phase flow instabilities: A review. International Journal of Heat and Mass Transfer. 4., roč. 71, s. 521–548 ISSN 00179310
- [10] J. A. BOURÉ, A. E. BERGLES, and L. S. TONG. Review of two-phase flow instability. Nuclear Engineering and Design, 25:165–192, 1973.
- [11] LAHEY, Richard T a F MOODY. The thermal-hydraulics of a boiling water nuclear reactor. 2nd ed. La Grange Park, Ill., USA: American Nuclear Society, 1993, xiv, 631 p. ISBN 08-944-8037-5.
- [12] CHENG, X a U MÜLLER, 2003. Review on Critical Heat Flux in Water Cooled Reactors. Forschungszentrum Karlsruhe.
- [13] CHANG, Soon Heung a Won-pil BAEK, 2003. Understanding, predicting, and enhancing critical heat flux. The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics NURETH10. roč. 169, č. 1, s. 1–20
- [14] KATTO, Y., 1994. Critical heat flux. International Journal of Multiphase Flow [online]. roč. 20, č. 94, s. 53–90. ISSN 03019322.
- [15] CHUN, Se-Young, Heung-June CHUNG, Sang-Ki MOON, Sun-Kyu YANG, Moon-Ki CHUNG, Thomas SCHOESSE a Masanori ARITOMI, 2001. Effect of pressure on critical heat flux in uniformly heated vertical annulus under low flow conditions. Nuclear Engineering and Design. roč. 203, č. 2-3, s. 159–174. ISSN 00295493.
- [16] DOERFFER, S a DC GROENEVELD, 1994. A comparison of critical heat flux in tubes and annuli. Nuclear engineering and Design. roč. 149, s. 167–175
- [17] DOERFFER, S, D.C GROENEVELD a S.C CHENG, 1997. A comparison of critical heat flux in tubes and bilaterally heated annuli. Nuclear Engineering and Design. 12., roč. 177, č. 1-3, s. 105–120. ISSN 00295493.
- [18] GROENEVELD, D. C., CHENG, S. C. and D. T. 1986 aecl-uo critical heat flux lookup table. Heat Transfer Engineering, roč.7, č. 1-2:s. 46–62, 1986.

- [19] MISHIMA, Kaichiro a Hideaki NISHIHARA, 1987. Effect of channel geometry on critical heat flux for low pressure water. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. roč. 30, č. 6, s. 1169–1182. ISSN 00179310.
- [20] MISHIMA, Kaichiro, Hiedeaki NISHIHARA a Itaru MICHİYOSHI, 1985. Boiling burnout and flow instabilities for water flowing in a round tube under atmospheric pressure. 1985. Dostupné z: doi:10.1016/0017-9310(85)90120-6
- [21] FIORI, Mario P. a Arthur E. BERGLES, 1968. Model of critical heat flux in subcooled flow boiling, Technical Report DSR 70281-56, Massachusetts Institute of Technology. 1968.
- [22] ROGERS, J T, M SALCUDEAN a A E TAHIR, 1982. Flow Boiling Critical Heat Fluxes for Water in a Vertical Annulus at Low Pressure and Velocities. *Proceedings of The Seventh International Heat Transfer Conference*. s. 339–344.
- [23] EL-GENK, Mohamed S., Stanley J. HAYNES a Kim SUNG-HO, 1988. Experimental studies of critical heat flux for low flow of water in vertical annuli at near atmospheric pressure. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. roč. 31, č. 11, s. 2291–2304. ISSN 00179310.
- [24] KNOEBEL, D. H., S. D. HARRIS, B. CRAIN a R. M. BIEDERMAN, 1973. Forced convection sub-cooled critical heat flux . Report DP-1306, USAEC
- [25] MCADAMS, W. H., W E KENNEL, C S MINDEN, Rudolf CARL, P. M. PICORNELL a J. E. DEW, 1949. Heat Transfer at High Rates to Water with Surface Boiling. *Industrial & Engineering Chemistry*. 9., roč. 41, č. 9, s. 1945–1953. ISSN 0019-7866.
- [26] MENEGUS ,R. Burnout of heating surfaces in water. Report DP-363, USAEC, 1959
- [27] KATTO, Y., 1979. Generalized correlations of critical heat flux for the forced convection boiling in vertical uniformly heated annuli. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 4., roč. 22, č. 4, s. 575–584 [vid. 1. září 2015]. ISSN 00179310.
- [28] SCHOESSE, Thomas, Masanori ARITOMI, Yoshiaki KATAOKA, Sang-Ryoul LEE, Yuzuru YOSHIOKA a Moon KI CHUNG, 1997. Critical Heat Flux in a Vertical Annulus under Low Upward Flow and near Atmospheric Pressure. *Journal of Nuclear Science and Technology*. B.m.: Atomic Energy Society of Japan, 6., roč. 34, č. 6, s. 559–570 [vid. 5. březen 2014]. ISSN 0022-3131. Dostupné z: doi:10.1080/18811248.1997.9733709
- [29] BOWRING, R. W. A new mixed flow cluster dryout correlation for pressures in the range 0.6-15.5 MN/m² (90-2250 psia)-for use in a transient blowdown code. In: *Heat and fluid flow in water reactor safety*. Conference sponsored by the Thermodynamics and Fluid Mechanics Group of the Institution of Mechanical Engineers, Manchester, 13-15 September 1977. 1977.
- [30] JANSSEN, E, J. KERVINEN. The critical boiling heat flux at high flows and high qualities. Report APED-4554, General Electric, 1964.
- [31] GROENEVELD, D. C., L. K. H. LEUNG, P. L. KIRILLOV, V. P. BOBKOV, I. P. SMOGALEV, V. N. VINOGRADOV, X. C. HUANG a E. ROYER, 1996. The 1995 look-up table for critical heat flux in tubes. *Nuclear Engineering and Design* . roč. 163, č. 1-2, s. 1–23. ISSN 0029-5493.
- [32] HAAS, C., T. SCHULENBERG a T. WETZEL, 2013. Critical heat flux for flow boiling of water at low pressure in vertical internally heated annuli. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 5., roč. 60, s. 380–391. ISSN 00179310.
- [33] GROENEVELD, D.C., J.Q. SHAN, a.Z. VASIĆ, L.K.H. LEUNG, a. DURMAYAZ, J. YANG, S.C. CHENG a a. TANASE, 2007. The 2006 CHF look-up

- table. Nuclear Engineering and Design [online]. 9., roč. 237, č. 15-17, s. 1909–1922. ISSN 00295493.
- [34] BECKER, K.M., G. Hernborg, M. Bode and O. Eriksson, Burnout data of boiling water in vertical round ducts, annuli and rod clusters, Heat Engineering Laboratory, Atomenergi report AE-177, 1965
- [35] KUTADELADZE, Samson, On the transition to film boiling under natural convection. *Kotloturbostroenie*, 3:10–12, 1948.
- [36] ZUBER, N., 1959. Hydrodynamic Aspects of Boiling Heat Transfer. PhD thesis, University of California, Los Angeles,.
- [37] VOLUME EDITORS, Young I. *Advances in Heat Transfer*. Oxford: Academic Pr, 2011. ISBN 978-012-3815-293.
- [38] CHANG, Y. An analysis of the critical conditions and burnout in boiling heat transfer. Report TID-14004, USAEC, Washington DC, 1961.
- [39] LIENHARD, John. H. a Vijay K. DHIR, 1973. Extended hydrodynamic theory of the peak and minimum pool boiling heat fluxes. Technical Report CR-2270, NASA, 1973.
- [40] HARAMURA, Y. a Y. KATTO, 1983. A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 3., roč. 26, č. 3, s. 389–399. ISSN 00179310.
- [41] ROHSENOW, W. a P. GRIFFITH. Correlation of maximum heat transfer data for boiling of saturated liquids. *Chemical Engineering Progress*, 52:47–49, 1956.
- [42] KANDLIKAR, Satish G., 2001. A Theoretical Model to Predict Pool Boiling CHF Incorporating Effects of Contact Angle and Orientation. *Journal of Heat Transfer*. roč. 123, č. 6, s. 1071. ISSN 00221481.
- [43] HAN Chi-Yeh, Peter Griffith, The mechanism of heat transfer in nucleate pool boiling—Part I: Bubble initiation, growth and departure, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Volume 8, Issue 6, June 1965, Pages 887-904, ISSN 0017-9310,
- [44] KOLEV, Nikolay, 2007. *Multiphase Flow Dynamics 2: Thermal and Mechanical Interactions*. ISBN 3540698353.
- [45] WANG CH, DHIR VK. 1993 Effect of Surface Wettability on Active Nucleation Site Density During Pool Boiling of Water on a Vertical Surface. *ASME. J. Heat Transfer*. ;115(3):659-669.
- [46] DOROŠČUK, V. L. LEVITAN, a F. LANTSMANN. Recommendations for calculating burnout in a round tube with uniform heat release. *Teploenergetika*, 22(12):66–70, 1975.
- [47] KON'KOV, A. Experimental study of the conditions under which heat exchange deteriorates when a steam-water mixture flows in heated tubes. *Teploenergetika*, 13(12):53–57, 1966.
- [48] KATTO, Y. a H. OHNO. An improved version of the generalized correlation of critical heat flux for the forced convective boiling in uniformly heated round tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 27(9):1641–1648, 1984.
- [49] WEISMAN, J. a B.S. PEI, 1983. Prediction of critical heat flux in flow boiling at low qualities. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 10., roč. 26, č. 10, s. 1463–1477 [vid. 9. duben 2014]. ISSN 00179310.
- [50] YING, S.H. a J. WEISMAN, 1986. Prediction of the critical heat flux in flow boiling at intermediate qualities. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 11., roč. 29, č. 11, s. 1639–1648. ISSN 00179310.

- [51] WEISMAN, Joel a Shahab ILESLAMLOU. Phenological model for prediction of critical heat flux under highly subcooled conditions. *Fusion Technology* . 1980, **13**(4): 654-659 [cit. 2015-09-02]. ISSN 07481896
- [52] LIM, J.C. a J. WEISMAN. A phenomenologically based prediction of the critical heat flux in channels containing an unheated wall. *International Journal of Heat and Mass Transfer* . 1990, **33**(1): 203-205. ISSN 0017-9310
- [53] LEE, CH a I MUDAWWAR, 1988. A mechanistic critical heat flux model for subcooled flow boiling based on local bulk flow conditions. *International Journal of Multiphase Flow*. 11., roč. 14, č. 6, s. 711–728. ISSN 03019322. -5
- [54] KATTO, Y., 1992. A prediction model of subcooled water flow boiling CHF for pressure in the range 0.1–20 MPa. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 5., roč. 35, č. 5, s. 1115–1123 [vid. 2. září 2015]. ISSN 00179310.
- [55] CELATA, GP, M CUMO a A MARIANI, 1994. Assessment of correlations and models for the prediction of CHF in water subcooled flow boiling. *International journal of heat and mass* roč. 37, č. 2, s. 237–255 .
- [56] CELATA, G P, M. CUMO, A. MARIANI, M. SIMONCINI a G ZUMMO, 1994. Rationalization the prediction of existing mechanistic models for of water subcooled flow boiling critical heat flux. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. roč. 37, č. Supplement 1, s. 347–360. ISSN 00179310.
- [57] STAUB FW. The Void Fraction in Subcooled Boiling—Prediction of the Initial Point of Net Vapor Generation. *ASME. J. Heat Transfer*. 1968;90(1):151-157.
- [58] PONIEWSKI, Mieczyslaw E. a John R. THOME, 2008. Nucleate Boiling on Micro-Structured surfaces. *Heat Transfer Research, Inc.(HTRI)*
- [59] MALYSHENKO, S. a M. STYRIKOVICH. Heat transfer at pool boiling on surfaces with porous coating. *International Symposium of Multiphase Flow and Heat Transfer*, volume 1, pages 269–284, Xi'an China, 1989.
- [60] YOU, SEUNG M., KEVIN N. RAINEY a CURTT N. AMMERMAN. A New Microporous Surface Coating for Enhancement of Pool and Flow Boiling Heat Transfer. *Advances in Heat Transfer* . 2004, **38**: 73-142. DOI: 10.1016/S0065-2717(04)38002-0. ISBN 978-0-12-020038-2. ISSN 0065-2717
- [61] CHANG JY, YOU SM. Enhanced Boiling Heat Transfer From Micro-Porous Cylindrical Surfaces in Saturated FC-87 and R-123. *ASME. J. Heat Transfer*. 1997;119(2):319-325. doi:10.1115/1.2824226.
- [62] FONG, R W L, G a MCRAE, C E COLEMAN, T NITHEANANDAN a D B SANDERSON, 2001. Correlation between the critical heat flux and the fractal surface roughness of zirconium alloy tubes. *International Journal of Enhanced Heat Transfer*. roč. 8, č. August, s. 137–146. ISSN 10655131. Dostupné z: doi:10.1615/JEnhHeatTransf.v8.i2.60
- [63] FONG, R.W.L., T. NITHEANANDAN, C.D. BULLOCK, L.F. SLATER a G.A. MCRAE, 2003. Effect of oxidation and fractal surface roughness on the wettability and critical heat flux of class-peened zirconium alloy tubes. *Proceedings of the 5th International Conference on Boiling Heat Transfer*. č. May, ISSN 0067-0367
- [64] AHN, Ho Seon, Chan LEE, Hyungdae KIM, Hangjin JO, Soonho KANG, Joonwon KIM, Jeongseob SHIN a Moo Hwan KIM, 2010. Pool boiling CHF enhancement by micro/nanoscale modification of zircaloy-4 surface. *Nuclear Engineering and Design* [online]. roč. 240, č. 10, s. 3350–3360. ISSN 00295493. Dostupné z: doi:10.1016/j.nucengdes.2010.07.006
- [65] HAHNE, E.; DIESSELHORST, T. Hydrodynamic and surface effects on the peak heat flux in pool boiling. In: *Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf.* 1978. p. 209-214.

- [66] KIM, S. J., I. C. BANG, J. BUONGIORNO a L. W. HU, 2007. Surface wettability change during pool boiling of nanofluids and its effect on critical heat flux. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. roč. 50, č. 19-20, s. 4105–4116. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.02.002
- [67] KIM, Hyungdae, Jeongbae KIM a Moohwan KIM, 2006. Experimental study on the CHF characteristics of water-TiO₂ Nano-fluids. *Nuclear Engineering and Technology*. roč. 38, č. 1, s. 61–68.
- [68] KIM, Hyungdae, Ho Seon AHN a Moo Hwan KIM, 2010. On the Mechanism of Pool Boiling Critical Heat Flux Enhancement in Nanofluids. *Journal of Heat Transfer* [online]. roč. 132, č. 6, s. 061501. ISSN 00221481. Dostupné z: doi:10.1115/1.4000746
- [69] KWARK, Sang M., Gilberto MORENO, Ratan KUMAR, Hyejin MOON a Seung M. YOU, 2010. Nanocoating characterization in pool boiling heat transfer of pure water. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. B.m.: Elsevier Ltd, roč. 53, č. 21-22, s. 4579–4587. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.06.035
- [70] SHOJAEIAN, Mostafa a Ali KOŞAR, 2015. Pool boiling and flow boiling on micro- and nanostructured surfaces. *Experimental Thermal and Fluid Science* [online]. roč. 63, s. 45–73. ISSN 08941777. Dostupné z: doi:10.1016/j.expthermflusci.2014.12.016
- [71] VAFAEI, Saeid, 2015. Nanofluid pool boiling heat transfer phenomenon. *Powder Technology* [online]. B.m.: Elsevier B.V., roč. 277, s. 181–192. ISSN 00325910. Dostupné z: doi:10.1016/j.powtec.2015.02.040
- [72] THEOFANOUS, T. G., T. N. DINH, J. P. TU a a. T. DINH, 2002. The boiling crisis phenomenon part II: Dryout dynamics and burnout. *Experimental Thermal and Fluid Science* [online]. roč. 26, č. 6-7, s. 793–810. ISSN 08941777. Dostupné z: doi:10.1016/S0894-1777(02)00193-0
- [73] Ammerman CN, You SM. Enhancing Small-Channel Convective Boiling Performance Using a Microporous Surface Coating. *ASME. J. Heat Transfer*. 2001;123(5):976-983. doi:10.1115/1.1388300.
- [74] STEIN, Michael, 2004. Systematische Untersuchung der kritischen Wärmestromdichte beim Strömungssieden von Wasser in lotrechten Kreisrohren mit und ohne poröser Beschichtung. PhD thesis, Technische Universität Berlin.
- [75] SCHROEDER-RICHTER, D., S. YILDIZ a G. BARTSCH, 1996. Effect of porous coating on critical heat flux. *International Communications in Heat and Mass Transfer* [online]. roč. 23, č. 4, s. 463–471. ISSN 07351933. Dostupné z: doi:10.1016/0735-1933(96)00031-0
- [76] SARWAR, Mohammad Sohail, Yong Hoon JEONG a Soon Heung CHANG, 2007. Subcooled flow boiling CHF enhancement with porous surface coatings. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. roč. 50, č. 17-18, s. 3649–3657. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.09.011
- [77] MATĚJKOVÁ, J. Konstrukční návrh zařízení pro studijní účely krize varu. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2012. 66 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Jiří Martinec, Ph.D.
- [78] SUK, L. Konstrukční návrh části zařízení pro studijní účely krize varu. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2012. 81 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Jiří Martinec, Ph.D.
- [79] CHAPMAN, David. High Conductivity Copper for Electrical Engineering: European Copper Institute Publication No Cu0232 [online]. February 2016. London: Copper Development Association, 2016 [cit. 2020-07-27].

- [80] BOBKOV, V. P. Form factor and its influence on the critical heat flux in channels having different shapes with heat release nonuniformly distributed over the length. *Thermal Engineering* [online]. 2011, 58(5), 429-434 [cit. 2020-08-02]. DOI: 10.1134/S0040601511050053. ISSN 0040-6015
- [81] SUGAWARA, S., Shiba, K. 1987. Full scale dryout test and analysis of the time to dryout during flow and power transients. In: *Proceedings of the ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, pp. 447–454
- [82] STEPANEK, Jan. DYNAMICS OF HEAT TRANSFER DURING COOLING OF OVERHEATED SURFACES. Praha, 2018. Dostupné také z: <http://hdl.handle.net/10467/82083>. DOKTORSKÁ PRÁCE. ČVUT v Praze. Vedoucí práce Doc. Ing. Vaclav Dostal, Sc.D.
- [83] VOREL, P.; MARTIŠ, J.; TOMAN, M. Spínaný zdroj HCLV 120kW. In XXXVI. Celostátní konference o elektrických pohonech. Plzeň: 2019. p. 1-6. ISBN: 978-80-02-02860-4.
- [84] KHŮLOVÁ, Jitka Vliv nestabilit na kritický tepelný tok: bakalářská práce. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ustav matematického inženýrství, 2016. 47 s. Vedoucí práce Ing. Ladislav Suk
- [85] DONACHIE, Matthew J. a Stephen James DONACHIE. *Superalloys: a technical guide*. 2nd ed. Materials Park: ASM International, 2002. ISBN 08-717-0749-7.
- [86] SON, Hong Hyun, Namgook KIM a Sung Joong KIM. Nano/microscale roughness control of accident-tolerant Cr- and CrAl-coated surfaces to enhance critical heat flux. *Applied Thermal Engineering* [online]. 2020, 167 [cit. 2020-08-25]. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114786. ISSN 13594311.
- [87] YEOM, Hwasung, Benjamin MAIER, Greg JOHNSON, Tyler DABNEY, Jorie WALTERS a Kumar SRIDHARAN. Development of cold spray process for oxidation-resistant FeCrAl and Mo diffusion barrier coatings on optimized ZIRLO™. *Journal of Nuclear Materials* [online]. 2018, 507, 306-315 [cit. 2020-08-25]. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2018.05.014. ISSN 00223115.
- [88] See Systém. [online]. [cit. 2020-05-22]. Dostupné z: <http://www.advex-instruments.cz/>
- [89] HAAS, C., F. KAISER, T. SCHULENBERG a T. WETZEL. Critical heat flux for flow boiling of water on micro-structured Zircaloy tube surfaces. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2018, 120, 793-806 [cit. 2020-08-27]. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.12.077. ISSN 00179310.
- [90] MAYER, Gusztáv, Richárd NAGY a Imre NAGY. An experimental study on critical heat flux in vertical annulus under low flow and low pressure conditions. *Nuclear Engineering and Design* [online]. 2016, 310, 461-469 [cit. 2020-08-28]. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2016.10.026. ISSN 00295493.
- [91] O'HANLEY, Harry, Carolyn COYLE, Jacopo BUONGIORNO, Tom MCKRELL, Lin-Wen HU, Michael RUBNER a Robert COHEN. Separate effects of surface roughness, wettability, and porosity on the boiling critical heat flux. *Applied Physics Letters* [online]. 2013, 103(2) [cit. 2020-08-29]. DOI: 10.1063/1.4813450. ISSN 0003-6951.
- [92] WANG, Kai, Nejdert ERKAN, Haiguang GONG a Koji OKAMOTO. Effects of carbon steel surface oxidation on critical heat flux in downward-face pool boiling. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2019, 136, 470-485 [cit. 2020-08-29]. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.03.020. ISSN 00179310.
- [93] WANG, Kai, Nejdert ERKAN a Koji OKAMOTO. A study on the effect of oxidation on critical heat flux in flow boiling with downward-faced carbon steel.

- International Journal of Heat and Mass Transfer [online]. 2020, 147 [cit. 2020-08-29]. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118966. ISSN 00179310.
- [94] WANG, Kai, Nejd ERKAN a Koji OKAMOTO. Oxidation effect of copper on the downward-facing flow boiling CHF under atmospheric condition. International Journal of Heat and Mass Transfer [online]. 2020, 156 [cit. 2020-08-29]. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119866. ISSN 00179310.
- [95] STRIKOVIČ, M. A., V. S. POLONSKY, G. V. TSIKLARI. Тепломассообмен и гидродинамика в двухфазных потоках атомных электрических станций / М. А. Стырикович, В. С. Полонский, Г. В. Циклаури. - М. : Наука, 1982. - 368 с. : ил.; 25 см.; ISBN В пер. (В пер.)

11. Seznam použitých zkratk a symbolů

značka	jednotka	popis
AISI321		nerezavějící ocel dle ČSN 17246
BWR		boiling water reactor- varný reaktor
CHF		Critical Heat Flux (kritický tepelný tok)
JSME		Japanese Society of Mechanical Engineers
KTT		kritický tepelný tok
OFI		Onset of Flow Instability
ONB		Onset of Nucleate Boiling
PWR		pressurized water reactor-tlakovodní reaktor
SEM		scanning electron microscope (skenovací elektronový mikroskop)
VVER		vodo-vodní energetický reaktor
Zircaloy		slitina Zirkonia využívaná jako materiál pokrytí paliva
ZIRLO		ZIRconium Low Oxidation
λ_H	m	délka Helmholtzovy nestability
$\dot{Q}_{ztráty}$	W	Tepelný tok odváděný ztrátami do okolí
\dot{m}_l	kg/s	hmotnostní průtok kapaliny (liquid)
\dot{m}_v	kg/s	hmotnostní průtok páry (vapor)
q_{KTT}	W/m ²	kritický tepelný tok
$\bar{\rho}_m$	kgm ⁻³	místní střední hustota
P_{el}	W	elektrický výkon
ε_m		Nejistota přístroje
$\varepsilon_{rdg\%}$		Nejistota z měřené hodnoty
$\varepsilon_{rng\%}$		Nejistota z měřeného rozsahu
$C_{m/s}$	m/s	rozměrný koeficient
D_h	m	hydraulický průměr
D_{Bcrit}	m	kritický průměr bublinky pro odtržení
F_G	N/m	gravitační síla
F_M	N/m	síla změny hybnosti
$F_{\sigma 1}$	N/m	síla povrchového napětí
$F_{\sigma 2}$	N/m	síla povrchového napětí
H_B	m	výška bublinky
L_B	m	délky parní blány
\dot{M}	kg/s	hmotnostní průtok
$O_{smáčený}$	m	obvod smáčený
$O_{vytápěný}$	m	obvod vytápěný
P_{out}	kPa	tlak na výstupu z testovací sekce

\dot{Q}	W	celkový tepelný výkon
S_p	m ²	průtočná plocha
S_p	m ²	průtočný průřez
S_s	m ²	povrch smáčený
S_v	m ²	vytápěná plocha
T_∞	K	teplota prostředí
T_{in}	°C	teplota na vstupu do testovací sekce
T_{out}	K	teplota na výstupu z testovací sekce
T_{sat}	K	teplota sytosti
T_w	K	teplota stěny
U_B	m/s	rychlost parní blány
d_{he}	mm	tepelný průměr
d_{he}	m	tepelný průměr
g_{loc}	ms ⁻²	gravitační zrychlení lokální
\dot{m}	kg/s	hmotnostní průtok
n_{acr}		počet aktivních nukleárních jader
n_{cav}		počet kavit v povrchu
\dot{q}	W/ m ²	tepelný tok
w_l	m/s	rychlost kapaliny
w_v	m/s	rychlost páry
x_{th}		termodynamická suchost
λ_D	m	délka Taylorovy nestability
ρ_{2ph}	kg/m ³	hustota média daná tlakem a entalpií
ρ_l	kg/m ³	hustota kapaliny (liquid)
ρ_v	kg/m ³	hustota páry (vapor)
τ_w	N/ m ²	smykové napětí na stěně (wall shear stress)
μ	kg s ⁻¹ m ⁻¹	dynamická viskozita
d	m	velký průměr vnitřní trubky mezikruží
D	m	malý průměr venkovní trubky mezikruží
D_b	m	průměr bublinky
D_B	m	průměr bublinky
D_e	m	ekvivalentní tepelný průměr
d_{he}	m	ekvivalentní tepelný průměr
dP do TS		Tlaková ztráta před testovací sekci
fb		druhá krize varu (film boiling)
G	kg/ (m ² s)	hmotnostní tok
g	ms ⁻²	gravitační zrychlení
H	KJ	celková entalpie
h''	KJ/kg	měrná entalpie syté páry
h'	KJ/kg	měrná entalpie syté kapaliny
I	A	proud
incip		počátek (incipience)

K		konstanta v korelacích
L	m	délka kanálu
nb		první krize varu (nucleate boiling)
Nu		Nusseltovo číslo
p	Pa	tlak
Ra	μm	Průměrná aritmetická úchylka posuzovaného profilu
RNG		Měřicí rozsah
Rsm	μm	Průměrná šířka prvků profilů
Rt	μm	Celková výška profilu
Rz	μm	Největší výška profilu
S		Skluz
s	mm	Velikost mezikruhové mezery
sl		povrch kapalina (surface-liquid)
sm		hladký povrch (smooth)
t	s	čas
T_{sat}	K	teplota sytosti
T_z	K	teplota povrchu
U	V	napětí
v	ms^{-1}	rychlost
V	m^3	objem
w	m/s	rychlost proudění
α	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$	součinitel přestupu tepla
ν	m^2s^{-1}	kinetická viskozita
ξ		součinitel místní tlakové ztráty
σ	N m^{-1}	povrchovému napětí
A	m^2	průtočná plocha průřezu
x		suchost
Δh_{in}	kJ/kg	entalpie podchlazení
$\Delta h_{v out}$	kJ/kg	výparné teplo pro přechod kapalina pára při tlaku out
ΔT_w	K	rozdíl mezi teplotou stěny a teplotou sytosti kapaliny
γ	rad	úhel sklonu ke gravitaci
ε		poměr páry, poměr plochy průřezu zaplněný parou (void fraction)
ζ		součinitel tření
θ	°	kontaktní úhel
λ	$\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$	tepelná vodivost
ρw	$\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$	měrný hmotnostní tok
σ	N m^{-1}	povrchové napětí
τ	s	čas

12. Publikační činnost vztahující se k tématu DP

- I. L. SUK, MARTINEC, J. CRITICAL HEAT FLUX FOR FLOW BOILING OF WATER AT LOW PRESSURE IN VERTICAL INTERNALLY HEATED ANNULI. In 8th International Conference for Young Researchers and Ph.D. Students. 1. Brno: Brno University of Technology, 2014. s. 1-5. ISBN: 978-80-214-4931- 2.
- II. SUK, L.; PETROSYAN, T.; ŠTEVANKA, K.; KATOVSKÝ, K. Validation of Results of Brno CHF Experimental Loop in Annular Channel. In Proceedings of the 2020 21th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE). 1. 2020. s. 293-298. ISBN: 978-1-7281-9479-0.
- III. L. SUK, K. STEVANKA, T. PETROSYAN, ,VLČEK,D. “CHF Experiments on Inconel 625 with Abraded Surface,” [Preprint], Acta Polytechnica CTU Proceedings, 2020.
- IV. D. VLCEK, L. SUK, K. STEVANKA AND T. PETROSYAN, “ Experimental Investigation of Critical Heat Flux in Annulus at Low Pressure and Low Flow Parameters” [Preprint], Acta Polytechnica CTU Proceedings, 2020.
- V. SUK, Ladislav, et al. Experimental Investigation of Critical Heat Flux on Different Surfaces at Low Pressure and Low Flow. [Preprint], Energies, 2020.

13. Přílohy

- I. Naměřená data kritických tepelných toků
- II. Schéma pro řízení a regulaci.
- III. Parametry zdroje DC proudu
- IV. Fotografie ze stavby experimentálního zařízení.
- V. Schéma potrubí a přístrojů P&ID

















I. Naměřená data kritických tepelných toků.

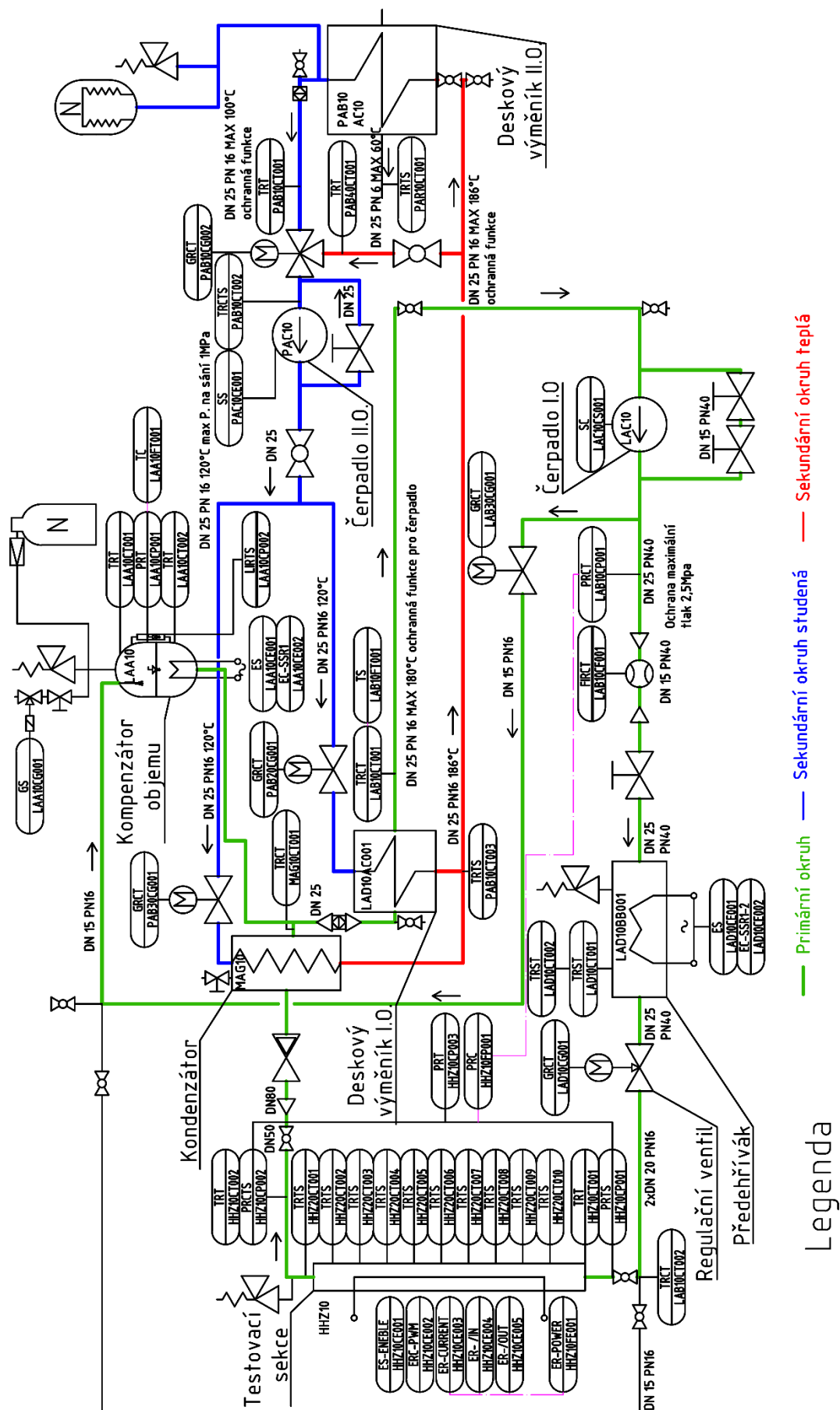
Vzorek	L	d	D	d _{he}	L/d _{he}	G	P _{out}	T _{in}	KTT	X _{in}	X _{out}	dP do TS
	mm	mm	mm	mm		kg/m ² s	bara	°C	kW/m ²			bar
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	402,5	1,240	64,0	1241	-0,082	0,071	6,7
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	498,8	1,226	64,0	1416	-0,081	0,054	7,7
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	597,0	1,224	64,7	1628	-0,085	0,058	7,5
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	796,5	1,203	64,4	1958	-0,086	0,037	8,9
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	401,0	2,022	76,9	1300	-0,077	0,053	8
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	498,2	2,032	78,1	1435	-0,084	0,054	8,1
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	597,0	1,996	78,4	1668	-0,086	0,053	8,2
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	796,5	2,012	79,1	1944	-0,086	0,040	9,8
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	403,6	3,042	90,3	1402	-0,086	0,089	8,3
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	500,6	2,997	90,8	1632	-0,088	0,072	9,2
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	598,0	3,010	91,1	1805	-0,086	0,061	9,7
IN	380	9,14	14,8	14,82	25,64	797,8	3,124	91,2	2510	-0,092	0,066	10,7
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	395,9	1,268	63,8	1348	-0,084	0,078	7,9
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	497,9	1,239	63,9	1661	-0,086	0,076	6
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	595,7	1,212	64,2	1821	-0,085	0,064	8
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	397,0	2,042	77,9	1337	-0,087	0,077	8,7
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	497,9	1,965	77,9	1695	-0,088	0,080	8
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	596,1	1,989	78,8	1896	-0,086	0,070	9
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	396,1	3,012	88,8	1550	-0,090	0,099	9
IN150	380	9,14	14,8	14,82	25,64	594,2	3,124	91,5	1988	-0,087	0,077	10
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	397,0	1,248	63,9	1305	-0,082	0,074	8
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	598,5	1,224	64,2	1832	-0,086	0,064	8
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	396,3	1,987	77,0	1339	-0,085	0,077	9
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	499,2	1,961	78,2	1667	-0,086	0,078	8
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	597,7	1,998	78,7	1864	-0,084	0,068	9
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	394,4	3,087	90,3	1472	-0,085	0,096	8,3
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	499,2	3,048	91,2	1766	-0,086	0,085	8
INB	380	9,14	14,8	14,82	25,64	597,6	3,004	91,1	2074	-0,091	0,082	9,8

Vzorek	L	d	D	d _{he}	L/d _{he}	G	P _{out}	T _{in}	KTT	X _{in}	X _{out}	dP _{do} TS
	mm	mm	mm	mm		kg/m ² s	bara	°C	kW/m ²			bar
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	400,0	1,210	63,9	1253	-0,082	0,058	7,8
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	500,5	1,186	64,1	1549	-0,086	0,058	7,9
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	600,1	1,181	64,4	1764	-0,079	0,052	8,7
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	796,7	1,185	64,5	2010	-0,073	0,034	8
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	400,9	1,996	78,3	1344	-0,084	0,067	8,8
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	497,9	1,984	78,2	1523	-0,086	0,054	8,3
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	597,5	1,985	78,7	1772	-0,081	0,051	9
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	800,5	2,014	79,0	2144	-0,084	0,038	8,7
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	400,9	2,994	91,5	1401	-0,086	0,074	10
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	500,5	2,991	91,3	1581	-0,085	0,059	9
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	600,1	3,001	91,0	1783	-0,087	0,050	10
ZIRLO	365	9,14	14,8	14,82	24,63	799,2	2,991	91,9	2063	-0,082	0,034	9,7

II. Schéma řízení a regulace

Legenda

	Primární okruh		Sekundární okruh studená		Sekundární okruh teplá
	Průtokoměr		Pojistný ventil		Kulový ventil
	Regulační ventil s pohonem		Redukční ventil		Regulační ventil s ručním ovl.
	Regulační ventil s pohonem a havarijní funkcí		Trojcestný ventil		Tepelný výměník
	Solenoidový ventil (bez napětí zavřeno)		Kondenzátor		Čerpadlo
			Filter		



III. Parametry zdroje DC proudu

Zákazník	1	Název	FEKT VUT v Brně ÚEEN							
	2	Adresa	Technická 12, 61600 Brno							
	3	Jméno	Ladislav Suk							
	4	Tel., fax, e-mail	Ladislav.Suk@vut.cz							
	5	Číslo poptávky	1		Rev. No.			1		
Provozní podmínky	6	Typ zdroje	spínaný							
	7	počet kusů	pracovní		1	záložní			0	
	8	Zóna	bez nebezpečí výbuchu							
	9	Umístění	Temperovaná hala se stálou teplotou od 16°C do 30°C							
	10	Okolní teplota	25°C							
	11	Typ chlazení	vzduchové chlazení							
Provozní podmínky	12	Napájecí precovní napětí	3x400V							
	13	Napěťová soustava	3 N PE ~ 400V TN – S							
	14	Napájecí frekvence	~ 50Hz							
	15	Rozsah vstupního napětí	±10%							
	16	Jmenovitý vstupní fázový proud	max 200A							
	17	Jištění na vstupu zdroje	deon 200A charakteristika D							
	18	Izolační pevnost vstup-výstup								
	19	Požadované krytí	IP20							
	20									
Provozní stav 1	21	připojovaná zátěž	Zirkoniová trubka 9,1x7,8x1000mm							
	22	typ zátěže	ohmická							
	23	odpor zátěže	norm.	0,043Ω	min.	0,011Ω	max.	0,064Ω		
	24	maximální napětí	75 V							
	25	maximální proud	1650 A							
	26	pracovní regulační rozsah napětí	7,5V-75V							
	27	krok regulace	37mV							
	28	typ regulace výkonu	možná napěťová regulace (odpor zátěže přímo závislý na teplotě)							
	29	Zvlnění výstupního napětí	v závislosti na regulační smyčce a přesnosti měření							
	30	Požadovaná přesnost měření dodávaného výkonu	0,5% z měřené hodnoty							
	31	časová konstanta topného tělesa	0,0088s							
	32	maximální výkon zdroje	120kW							
	Provozní stav 2	33	připojovaná zátěž	Nerezová trubka 9,1x8,1x1000mm						
34		typ zátěže	ohmická							
35		odpor zátěže	norm.	0,079Ω	min.	0,020Ω	max.	0,090Ω		
36		maximální napětí	100 V							
37		maximální proud	1200 A							
38		pracovní regulační rozsah napětí	10V-100V							
39		krok regulace	50mV							

	40	typ regulace výkonu	možná napěťová regulace (odpor zátěže přímo závislý na teplotě)
	41	Zvlnění výstupního napětí	v závislosti na regulační smyčce a přesnosti měření
	42	Požadovaná přesnost měření dodávaného výkonu	0,5% z měřené hodnoty
	43	časová konstanta topného tělesa	0,0173s
	44	maximální výkon zdroje	120kW
Poznámka k provozním stavům 1 a 2	<p>Pokud dojde ke krizi přestupu tepla očekává se vzestup teploty z 250°C uprostřed topné makety na 400°C což dává řídicímu systému se vzorkovací frekvencí 55Hz šanci zaznamenat vzrůst teploty trendem zasahujícím do ochrany cRia a programové vypnutí zdroje. Pokud by program cRia selhal došlo by při teplotě okolo 1085°C k přetavení přírodních elektrod makety, po přepálení by byl odpor makety definován pouze demivodou s vodivostí okolo 30 $\mu\text{S}/\text{cm}$ na vzdálenost vytaveného kovu. Možná ochrana zdroje proti naindukovanému přepětí při rychlém přepálení trubky viz časová konstanta. Přívodní vodiče měděná pásovina 10x100mm dlouhá 3000mm obsah uzavřené smyčky přírodních vodičů cca 0,6m².</p> <p>Možno zakomponovat ochranu pro odstavení zdroje při náhlém(0,1s) zvýšení odporu makety. Při naměření krize (zvýšení vnitřní teploty makety) se zasílá požadavek z cRia ke zdroji pro okamžité vypnutí (vypínací čas nižší než 50ms).</p> <p>Řízení zdroje možné po sériové lince RS232 nebo RS485 a vypínací signál digitálně 24V logikou, nebo -10-10V(16-bitový převodník NI 9264 možno i 0-10V) vypínání digitálně 24V logikou (NI 9476).</p> <p>Vzhledem k odporové povaze zátěže možno přistoupit pouze k napěťovému řízení po 0,01V</p> <p>Přesnost měření regulační smyčky pokud možno pod 0,5% měřené hodnoty, nebo tak aby bylo dosaženo slušné opakovatelnosti, měření napětí a proudu by se provádělo zapůjčenými přístroji.</p>		
	45	Zvlnění pro topení není důležité, dle potřeb regulace a měření.	

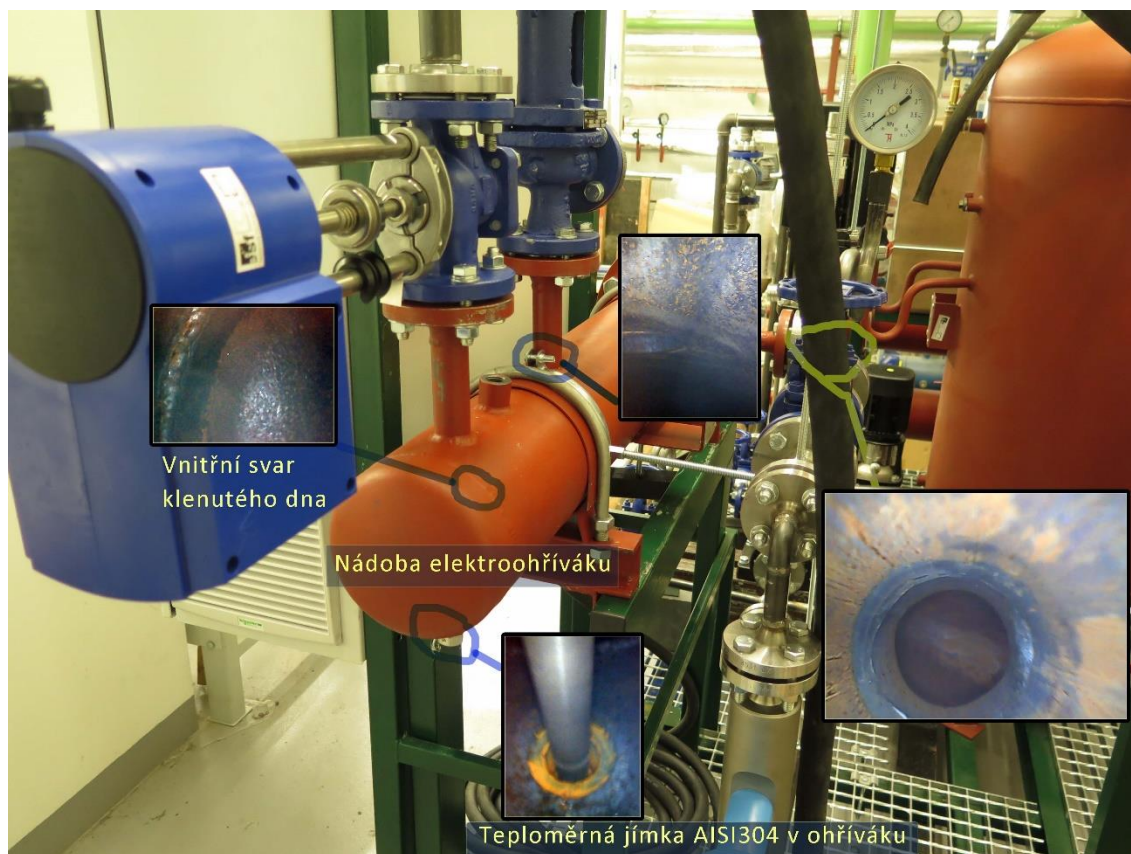
IV. Fotografie ze stavby experimentálního zařízení.



Svařování konstrukce rámu, fixace držáků deskových výměníků před svařením



Stěhování experimentálního zařízení kritických tepelných toků na FEKT



Fotografie vnitřního povrchu smyčky po tlakové zkoušce před chemickým čištěním.



Fotografie vnitřního povrchu smyčky po tlakové zkoušce před chemickým čištěním.



Pohled na kapacitní nádrže v sekundárním okruhu smyčky



Pohled na přední část smyčky bez testovací sekce (prázdné upínací konzoly)



Pohled na přední část smyčky bez testovací sekce

V. Schéma potrubí a přístrojů P&ID

